

Elektrothermisches Verhalten von Hochspannungs-Metalloxid-Ableitern mit reduzierten Steuersystemen in Wechselspannungsnetzen

Vom Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Klaus Moritz Gießel

Geboren am 18. Juni 1985 in Marburg an der Lahn

Referent:	Prof. Dr.-Ing. V. Hinrichsen
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. H. De Gersem
Tag der Einreichung:	01. Oktober 2018
Tag der mündlichen Prüfung:	11. Dezember 2018

D17
Darmstadt 2019

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-83372

URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/8337>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt.

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung - Nicht kommerziell - Keine Bearbeitungen 4.0 International



<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/deed.de>

Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Hochspannungstechnik der Technischen Universität Darmstadt entstanden.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Volker Hinrichsen, der mir die Möglichkeit zur Promotion gab und durch seine wertvollen Ratschläge und fachlichen Diskussionen zum Gelingen meiner Arbeit wesentlich beigetragen hat.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Herbert De Gersem möchte ich mich für die fachliche Begleitung meiner Arbeit im Rahmen eines gemeinsamen Projektes mit dem Institut für Theorie Elektromagnetischer Felder und die Übernahme des Korreferats dieser Arbeit bedanken.

Des Weiteren bedanke ich mich bei der Siemens AG in Berlin für die finanzielle Unterstützung der durchgeführten Untersuchungen, die Bereitstellung sämtlicher in der Arbeit untersuchter Ableiter und MO-Widerstände und die wertvollen fachlichen Diskussionen im Rahmen eines gemeinsamen Projektes. Mein besonderer Dank gilt in diesem Zusammenhang Dr.-Ing. Reinhard Göhler, Andreas Schubert und Bernd Kruska.

Ein besonderer Dank gilt Yvonne Späck-Leigsnering und Erion Gjonaj für die fachlichen Diskussionen und die gemeinsame Projektarbeit zum Thema Simulation von MO-Überspannungsableitern. Die Anregungen und die Zusammenarbeit bei der Entwicklung eines Simulationsmodelles haben einen wesentlichen Beitrag bei der Entstehung der in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen geliefert.

Einen großen Anteil an der Entstehung der Ergebnisse dieser Arbeit hatten studentischen Arbeiter, die als Hilfwissenschaftler oder in Form von studentischen Arbeiten zum Voranbringen der Arbeit beigetragen haben. Auch bei diesen Personen möchte ich mich bedanken.

Bei den ehemaligen und aktuellen Mitarbeitern des Fachgebiets Hochspannungstechnik möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit bedanken. Ein besonderer Dank gilt Max Tuczek, Maike Bröker und Maximilian Secklehner, die mich durch viele offene Diskussionen bei der Herleitung meiner Ergebnisse unterstützt haben.

Bei den Lesern des Manuskriptes Max Tuczek, Maike Bröker, Yvonne Späck-Leigsnering und Stefanie Gießel möchte ich mich für die kritischen und hilfreichen Anmerkungen zu meiner Arbeit bedanken.

Mein besonderer Dank gilt meiner Familie, insbesondere meinen Eltern, die mich während meines gesamten Ausbildungsweges begleitet, unterstützt und in schwierigen Phasen ermutigt haben.

Ganz besonders möchte ich mich bei meiner Frau Stefanie und meiner Tochter Lina für das mir entgegengebrachte Verständnis und die Geduld bei der schriftlichen Anfertigung dieser Dissertation und in Vorbereitung auf die Disputation bedanken. Meinen Schwiegereltern danke ich für die zahlreichen Wochenenden, an denen Sie mich in dieser Zeit als Spielpartner für meine Tochter vertreten haben.

Darmstadt, im Dezember 2018

Klaus Moritz Gießel

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	i
Abkürzungsverzeichnis	vii
Symbolverzeichnis	ix
Abstract	xiii
Kurzfassung	xv
1. Einleitung	1
2. Elektrothermisches Verhalten von MO-Ableitern – Stand des Wissens	5
2.1. MO-Überspannungsableiter	5
2.2. Elektrische Charakteristik von MO-Ableitern	10
2.3. Thermisches Energieaufnahmevermögen	14
2.4. Axiale Potential- und Temperaturverteilung bei Betrieb an Wechselspannung	16
2.5. Stand der internationalen Normung	21
2.6. Bisherige Simulationsansätze	24
3. Motivation und Ziele der Arbeit	31
4. Versuchsaufbau und Prüflinge	35
4.1. Wechselspannungsversuchsaufbau	35
4.2. 550-kV-Ableiter mit Porzellan Gehäuse mit und ohne Steuerringe	37
4.3. 550-kV-Ableiter mit silikonbeschirmtem Kunststoffverbundgehäuse im Rohrdesign mit unterschiedlichen MO-Widerstandsdurchmessern	39
5. Elektrothermische Modellierung von MO-Ableitern	41
5.1. Allgemeines zum Simulationsmodell	41
5.2. Geometrie und Modellparameter	41
5.3. Elektrische Modellierung	43
5.3.1. Elektrostatische Annahme	44

5.3.2.	Elektro-quasistatische Annahme	44
5.3.3.	Elektro-quasiharmonische Annahme	45
5.4.	Thermische Modellierung	47
5.4.1.	Allgemeines Vorgehen	48
5.4.2.	Wärmeleitung in Feststoffen	48
5.4.3.	Konvektive Wärmeübertragung	49
5.4.4.	Thermische Strahlung	54
5.5.	Elektrothermische Kopplung	57
5.6.	Validierung des elektrischen Modells mit dem Normmodell	59
5.7.	Virtuelle Ersatzkonfigurationen	62
5.7.1.	Virtueller Steuerring	63
5.7.2.	Virtueller Potentialring	66
6.	Bestimmung der elektrischen Charakteristik von MO-Widerständen	73
6.1.	Elektrische Leitfähigkeit	75
6.2.	Relative Permittivität	78
6.2.1.	Annahme einer zeitlich konstanten Permittivität	78
6.2.2.	Annahme einer zeitlich veränderlichen Permittivität	79
6.2.3.	Herleitung über eine komplexe Permittivität	79
6.3.	Relaxationseffekte	83
6.4.	Frequenzabhängigkeit	87
6.5.	Nachbildung der elektrischen Stromdichte	88
7.	Messung und Simulation des elektrothermischen Verhaltens von MO-Ableitern	95
7.1.	Stationäre Temperaturverteilungen	100
7.1.1.	Einfluss der relativen Permittivität	107
7.1.2.	Weitere Einflussfaktoren	109
7.1.3.	Positionierung der metallischen Füllstücke im Aktivteil	111
7.2.	Thermische Stabilität nach Wechselstromenergieeinträgen	112
7.3.	Thermische Stabilität nach Impulsenergieeinträgen	119
7.4.	Thermische Stabilität eines thermischen Äquivalents	125
8.	Zusammenfassung der Ergebnisse	133
8.1.	Empfehlungen für die IEC-Normung	137
A.	Zusatzinformationen zu den verwendeten Versuchs- und Messkreisen	139
B.	Weitere Simulationsergebnisse	141
B.1.	Ergänzungen zu Kapitel 5.7	141

C. Weitere Modellparameter	147
Literaturverzeichnis	149
Normen	159
Eigene Publikationen	161
Studentische Arbeiten	163
Lebenslauf	165
Erklärungen laut Promotionsordnung	167

Abkürzungsverzeichnis

ANFIS	Adaptives Neuro-Fuzzy-Inferenzsystem
Bi_2O_3	Bismut(III)-oxid
CFD	Computational fluid dynamics
CoO	Cobalt(II)-oxid
Cr_2O_3	Chrom(III)-oxid
EHV	Extra-High Voltage
EQS	Elektroquasistatik
ESB	Ersatzschaltbild
FEM	Finite-Elemente-Methode
GFK	Glasfaserverstärker Kunststoff
GIS	Gasisolierte Schaltanlage
HV	High Voltage
KNN	Künstliches neuronales Netzwerk
LWL	Lichtwellenleiter
MEQSICO	Magneto-/Electro-Quasistatic Simulation Code
MnO	Mangan(II)-oxid
MO	Metalloxid

Sb_2O_3	Antimon(III)-oxid
SiC	Siliziumcarbid
UHV	Ultra-High Voltage
ZnO	Zinkoxid

Symbolverzeichnis

Δt_{el}	μs	Elektrischer Zeitschritt
$\Delta t_{\text{el,st}}$	ms	Zeit bis zum Erreichen eines stationären elektrischen Zustandes
Δt_{th}	μs	Thermischer Zeitschritt
α	1	Nichtlinearitätsexponent
α_{rad}	1	Absorptionsgrad
β	$1/\text{K}$	Isobarer Wärmeausdehnungskoeffizient
δ_{avg}	%	Mittlere relative Abweichung
δ_{max}	%	Maximale relative Abweichung
$\underline{\varepsilon}$	1	Komplexwertige relative Permittivität
ε	$(\text{As})/(\text{Vm})$	Permittivität
ε'	1	Realteil einer komplexwertigen relativen Permittivität
ε''	1	Imaginärteil einer komplexwertigen relativen Permittivität
ε_0	$(\text{As})/(\text{Vm})$	Elektrische Feldkonstante
ε_{r}	1	Relative Permittivität
$\varepsilon_{\text{r,diff}}$	1	Differentielle relative Permittivität
$\varepsilon_{\text{r,eff}}$	1	Effektive relative Permittivität
ε_{rad}	1	Emissionsgrad
κ	m^2/s	Temperaturleitfähigkeit
μ	$(\text{Vs})/(\text{Am})$	Permeabilität
φ	V	Elektrisches Potential
ρ	C/m^3	Elektrische Raumladungsdichte
ρ_m	kg/m^3	Massendichte
σ	S/m	Elektrische Leitfähigkeit
σ_{B}	$\text{W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$	Stefan-Boltzmann-Konstante
τ_{el}	μs	Elektrische Zeitkonstante
τ_{th}	s	Thermische Zeitkonstante
ν	m^2/s	Kinematische Viskosität
AD_{St}	m	Abhängdistanz eines Steuerringes
\vec{B}	T	Magnetische Flussdichte
b	m	Breite

C_1	1	Faktor, benötigt bei der Berechnung der Nusselt-Zahl eines vertikalen Ringspaltes
C_2	1	Faktor, benötigt bei der Berechnung der Nusselt-Zahl eines vertikalen Ringspaltes
C_{int}	F	Kumulative Kapazität der Korngrenzen im ESB eines MO-Widerstandes
c_p	J/(kgK)	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
\vec{D}	(As)/m ²	Elektrische Flussdichte
D_{eff}	1	Effektive elektrische Flussdichte
D_{kap}	1	Kapazitiver Anteil einer effektiven elektrischen Flussdichte
D_{MO}	mm	Durchmesser eines MO-Widerstandes
\vec{E}	V/m	Elektrische Feldstärke
F_{amb}	1	Umgebungssichtfaktor
g	m/s ²	Erdbeschleunigung, $g = 9,81 \text{ m/s}^2$
G_{amb}	W/(m ² K ⁴)	Oberflächenbestrahlung durch die Umgebung
G_{m}	W/(m ² K ⁴)	Oberflächenbestrahlung durch in Sicht befindliche Oberflächen
G_{r}	W/(m ² K ⁴)	Einfallende Strahlung
Gr	1	Grashof-Zahl
\vec{H}	A/m	Magnetische Feldstärke
h	m	Höhe
h_c	W/(m ² K)	Konvektiver Wärmeübertragungskoeffizient
H_{MO}	mm	Höhe eines MO-Widerstandes
I_{kap}	mA	Kapazitiver Strom
I_{n}	kA	Nenn-Ableitstoßstrom eines Ableiters
I_{ref}	mA	Referenzstrom eines Ableiters
I_{res}	mA	Resistiver Strom
\hat{i}_{res}	mA	Scheitelwert des resistiven Stromes
$\hat{i}_{\text{res,n}}$	mA	Negativer Scheitelwert des resistiven Stromes
$\hat{i}_{\text{res,p}}$	mA	Positiver Scheitelwert des resistiven Stromes
\vec{J}	A/m ²	Resistive Stromdichte (s. auch J_{res})
\vec{J}_{ges}	A/m ²	Gesamtstromdichte
J_{kap}	mA	Kapazitive Stromdichte (s. auch \vec{J}_{v})
J_{r}	W/(m ² K ⁴)	Abgehende Strahlung
J_{res}	A/m ²	Resistive Stromdichte (s. auch \vec{J})
\vec{J}_{v}	A/m ²	Verschiebungsstromdichte (s. auch J_{kap})
k	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit
K_{a}	1	Höhenkorrekturfaktor

k_{cc}	W/(m·K)	Äquivalente Wärmeleitfähigkeit für Konvektion und Leitung
K_{cd}	1	deterministischer Koordinationsfaktor
K_s	1	Sicherheitsfaktor
k_x	1	Verlustleistungskorrekturfaktor bei IEC-Alterungsprüfungen
L	m	Ring-/Luftspaltbreite
m	1	Exponent zur Charakterisierung der dielektrischen Festigkeit der äußeren Isolation
N	1	Hilfsgröße, benötigt zur Bestimmung der Größen C_1 , C_2 , n_1 und n_2
\vec{n}	K	Flächennormalenvektor
\mathbb{N}^*		Menge der natürlichen Zahlen, ohne Null
n_1	1	Exponent, benötigt bei der Berechnung der Nusselt-Zahl eines vertikalen Ringspaltes
n_2	1	Exponent, benötigt bei der Berechnung der Nusselt-Zahl eines vertikalen Ringspaltes
Nu	1	Nusselt-Zahl – auch: mittlerer dimensionsloser Wärmeübergangskoeffizient
p_{avg}	W/m ³	Mittlere Verlustleistungsdichte über eine Periode einer betriebsfrequenten Wechselspannung
P_{ct}	W	Korrigierte maximale Verlustleistung
Pr	1	Prandtl-Zahl
\dot{q}	W/m ²	Konduktive Wärmeflussdichte
\dot{q}_c	W/m ²	Konvektive Wärmeflussdichte
\dot{q}_{cc}	W/m ²	Wärmeflussdichte durch Konduktion und Konvektion
\dot{q}_r	W/m ²	Radiative Wärmeflussdichte
\dot{q}_v	W/m ³	Volumetrische Wärmeflussdichte
Ra	1	Rayleigh-Zahl
r_a	m	Äußerer Radius eines Ringspaltes
$r_{Fl,q}$	m	Radius eines Flanschelements
R_g	mm	Kumulativer Widerstand der ZnO-Körner im ESB eines MO-Widerstandes
r_i	m	Innerer Radius eines Ringspaltes
R_{int}	mm	Kumulativer Widerstand der Korngrenzen im ESB eines MO-Widerstandes
R_{St}	m	Hauptradius eines Steuerringes
r_{St}	m	Nebenradius eines Steuerringes
r_{Virt}	m	Nebenradius eines virtuellen Steuerringes

s	m	Schlagweite
T_{50}	ms	Periodendauer eines 50-Hz-Signals, $T_{50} = 20 \text{ ms}$
T_*	K	Referenztemperatur bei konvektiver Wärmeübertragung
T_∞	K	Umgebungstemperatur in unendlicher Entfernung zu einer erwärmten oder gekühlten Oberfläche
T_{amb}	°C	Umgebungstemperatur
T_{ref}	°C	Referenztemperatur
T_{st}	°C	Mittlere Ableitertemperatur im stabilen Arbeitspunkt
T_{th}	°C	Mittlere Ableitertemperatur bei Erreichen der thermischen Stabilitätsgrenze
T_{w}	K	Wand-/Oberflächentemperatur
u'	%/m	Bezogene Spannungsbelastung
$U_{10\text{kA}}$	kV	10-kA-Restspannung eines Ableiters
U_{B}	V	Durchbruchspannung einer ZnO-Korngrenze
U_{c}	kV	Dauerspannung eines Ableiters
$U_{\text{c,min}}$	kV	Mindestens erforderliche Dauerspannung eines Ableiters
U_{ct}	kV	Korrigierte maximale Dauerspannung
U_{cw}	kV	Koordinationsstehspannung eines Ableiters
U_{pl}	kV	Blitzstoß-Schutzpegel eines Ableiters
U_{ps}	kV	Schaltstoß-Schutzpegel eines Ableiters
U_{r}	kV	Bemessungsspannung eines Ableiters
U_{ref}	kV	Referenzspannung eines Ableiters
U_{rw}	kV	Erforderliche Stehspannung
U_{s}	kV	Höchste Betriebsspannung eines Netzes (verkettete Spannung)
W_{th}	J	Eingetragene thermische Energie während eines Energieeintrages

Abstract

Arresters are commonly equipped with grading ring in order to better distribute the electric and thermal stresses during nominal operation. In ultra-high voltage (UHV) applications high voltage station class arresters can only be operated with reduced grading ring systems. Otherwise they would fail to dielectrically withstand their own switching impulse residual voltage. An increased degree of unbalanced potential and temperature distribution must therefore be accepted. In this work it is investigated if suboptimal grading has a major impact on the thermal energy handling capability of metaloxide (MO) surge arresters.

For conducting the studies, an electro-thermally coupled finite-element simulation model is evolved on the basis of existing approaches and is successfully validated by comprehensive measurements. The developed simulation model is also applicable to take the non-symmetrical parts of the grading rings and, for the first time, of the laboratory environment into account. It is shown that a detailed consideration of the field- and temperature-dependent electrical parameters of the MO resistors is an essential factor for the quality of the simulation results. Therefore, the determination of appropriate methods to calculate the nonlinear electrical conductivity and the relative permittivity of the MO resistors is a focus of the presented work.

With the developed simulation model, electro-thermally coupled simulations can be performed with unprecedented accuracy. Furthermore, it can finally be evidenced that a purely simulative calculation of the electrothermal behaviour of MO surge arresters for Extra high voltage (EHV) and UHV applications is possible.

From the literature it is known that the thermal stability limit of a MO surge arrester after AC energy injections is almost not affected by the degree of grading. With the aid of the evolved simulation model, for the first time, this result can be confirmed for the practice-related case of impulse energy injections. Hence, it can be demonstrated that only the temperatures in steady state are relevant for the technical design of grading ring systems. With the knowledge gained, specific recommendations are derived which degree of grading is required for EHV and UHV arresters and proposed amendments for the next revision of the IEC arrester standard are given.

Kurzfassung

Überspannungsableiter werden, um eine bessere Verteilung der elektrischen und thermischen Belastungen unter normalen Betriebsbedingungen zu erreichen, üblicherweise mit Steuerringen ausgestattet. In Ultrahochspannungsnetzen können Überspannungsableiter jedoch nur mit reduzierten Steuerringsystemen aufgestellt werden, da sie ansonsten ihrer eigenen Schaltstoß-Restspannung nicht mehr dielektrisch standhalten könnten. Ein erhöhter Grad der Potential- und Temperaturschiefverteilung muss daher in Kauf genommen werden. In dieser Arbeit wird untersucht, ob sich nicht optimal ausgelegte Steuersysteme auf das thermische Energieaufnahmevermögen von Metaloxid-(MO)-Überspannungsableitern auswirken.

Zur Durchführung der Untersuchungen wird aus bestehenden Ansätzen ein elektrothermisch gekoppeltes FEM-Simulationsmodell weiterentwickelt und mit umfangreichen, experimentell durchgeführten Messungen an 550-kV-Ableitern erfolgreich validiert. Mit dem entwickelten Simulationsmodell ist es möglich, auch die nicht rotationssymmetrischen Komponenten der Steuerringe und erstmals auch des Versuchsaufbaus zu berücksichtigen. Es kann gezeigt werden, dass eine Berücksichtigung der feld- und temperaturabhängigen elektrischen Parameter der MO-Widerstände ein wesentliches Kriterium für die Qualität der Simulationsergebnisse ist. Die Ermittlung geeigneter Verfahren zur Bestimmung der nichtlinearen elektrischen Leitfähigkeit und der relativen Permittivität der MO-Widerstände ist daher ein Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit.

Mit den durchgeführten Neuerungen können elektrothermisch gekoppelte Simulationen mit einer bisher nicht erreichten Genauigkeit der Ergebnisse durchgeführt werden, und es kann nachgewiesen werden, dass eine rein simulative Berechnung des elektrothermischen Verhaltens von MO-Ableitern für Höchst- und Ultrahochspannungsanwendungen möglich ist.

Aus der Literatur ist bekannt, dass die thermische Stabilitätsgrenze eines Ableiters nach Wechselstromenergieeinträgen nahezu nicht vom Grad der Steuerung beeinflusst wird. Dieses Ergebnis kann mithilfe des weiterentwickelten Simulationsmodells erstmals auch für

den praxisrelevanten Fall von Impulsenergieeinträgen nachgewiesen werden. Es kann somit gezeigt werden, dass allein die Temperaturen im stationären Zustand bei der Auslegung von Steuerringsystemen berücksichtigt werden müssen. Aus den gewonnenen Erkenntnissen werden Empfehlungen für die Auslegung von Steuerringsystemen von Höchst- und Ultrahochspannungsableitern abgeleitet, und es werden Änderungsvorschläge für eine nächste Überarbeitung der IEC-Ableiternorm gegeben.

1. Einleitung

Die Betriebsmittel in den Mittel-, Hoch- und Höchstspannungsnetzen der elektrischen Energieversorgung müssen vor Überspannungen, die das Isoliervermögen der Betriebsmittel übersteigen, geschützt werden. Überspannungen können durch natürliche Ereignisse, wie Blitzeinschläge, in Folge einer Schalthandlung oder durch Fehlerereignisse, z. B. Erdkurzschlüsse in benachbarten Phasen, ausgelöst werden. Abhängig vom Entstehungsort und der Ursprungsquelle treten Überspannungen mit unterschiedlichen Amplituden und Formen auf und dauern nur wenige Mikro- bis Millisekunden oder einige Sekunden an. Als eine wirksame Schutzmaßnahme gegen unverträglich hohe Überspannungen hat sich der Einsatz von Überspannungsableitern, welche die Überspannung begrenzen, bewährt.

In den letzten Jahrzehnten werden weltweit fast ausschließlich Ableiter mit einem Aktivteil bestehend aus mehreren seriell und parallel geschalteten Metalloxid-(MO)-Widerständen eingesetzt. Im Gegensatz zu Siliziumcarbid-(SiC)-Ableitern, die bis in die 1980er-Jahre überwiegend eingesetzt wurden, kann bei MO-Ableitern aufgrund ihrer höheren Nichtlinearität auf eine Serienfunkenstrecke verzichtet werden. Die mit MO-Überspannungsableitern einstellbaren Schutzpegel sind nur von der Restspannung der eingesetzten MO-Widerstände und nicht von einer Ansprechspannung abhängig und liegen daher unterhalb derjenigen, die mit Serienfunkenstrecken erzielt werden. Ein möglicher Nachteil besteht jedoch darin, dass bei MO-Ableitern bereits bei anliegender Netzspannung ein wesentlich höherer Leckstrom, der zu einer Erwärmung des Aktivteils führt, durch den Ableiter fließt. Tritt ein Überspannungsereignis auf, müssen die eingesetzten Ableiter nicht nur einzelne Ableitvorgänge – also Energieeinträge – unbeschadet überstehen, sondern auch im Anschluss bei immer noch anliegender Netzspannung und nun erhöhter Betriebstemperatur thermisch stabil bleiben. Das sogenannte thermische Energieaufnahmevermögen wird mit in den Ableiternormen festgelegten Prüfabläufen an reduzierten Modellanordnungen – sog. thermischen Äquivalenten – nachgewiesen.

Der Einsatz von thermischen Äquivalenten zur Bewertung des thermischen Verhaltens kompletter Ableiter wird notwendig, da die zur Prüfung erforderlichen Prüfimpulse zur Nachbildung von Energieeinträgen kurzer Dauer und mit hohem Stromscheitelwert

mit in Hochspannungslaboren verfügbarem Prüfequipment nur für einige wenige MO-Widerstände erzeugt werden können, nicht jedoch für komplette Ableiter. Zum Nachweis thermischer Äquivalenz zwischen der reduzierten Modellanordnung und dem kompletten Ableiter sind vergleichende Voruntersuchungen erforderlich. Modellanordnungen, welche die Anforderungen thermischer Äquivalenz erfüllen, weisen in der Regel ein erhöhtes axiales thermisches Isoliervermögen im Vergleich zum nachzubildenden Ableiter auf. Die komplexen thermischen Verhältnisse eines kompletten Ableiters können damit nur unzureichend nachgebildet werden. Ergebnisse, die aus Versuchen an thermischen Äquivalenten gewonnen werden, können daher in Bezug auf den kompletten Ableiter als eher konservativ angesehen werden, sofern das thermische Äquivalent normgerecht gebaut wurde.

Eine Besonderheit, die Ableiter von einigen Metern Höhe betrifft, wie sie in Hochspannungsnetzen ausschließlich vorkommen, ist eine durch an der Ableitersäule angreifende Erdkapazitäten hervorgerufene Potentialschiefverteilung, die stark mit der Ableiterhöhe skaliert. Die MO-Widerstände im oberen Bereich des Ableiters werden dadurch mit höheren Spannungen belastet als jene im unteren Bereich. Im nach einigen Betriebsstunden erreichten stationären Fall wird sich dann ebenfalls eine Temperaturschiefverteilung mit erhöhten Betriebstemperaturen im oberen Bereich des Ableiters einstellen. Mögliche Auswirkungen können ein erhöhtes Ausfallrisiko des Ableiters sowie eine Lebensdauerverkürzung der MO-Widerstände sein. Als Gegenmaßnahme werden daher einzelne oder mehrere Steuerringe, welche die Verkettungskapazitäten gegen die Hochspannungselektrode erhöhen, am obersten Ableiterflansch angebracht. Für Ableiter bis zu einer Systemspannung von $U_s = 800 \text{ kV}$ können damit ausreichend gute Potentialvergleichmäßigkeiten erzielt werden. Für höhere Spannungen, wie sie in Ultrahochspannungsnetzen vorkommen, können die für eine optimale Steuerung erforderlichen Steuerringgrößen nicht mehr eingesetzt werden, da zur Erfüllung der Anforderungen an die Schaltstoß-Stehspannung des Ableiters Schlagweiten erforderlich sind, welche die Abmessungen der Steuerringe beschränken. Ein erhöhter Grad der Potential- und Temperaturschiefverteilung muss in diesem Fall in Kauf genommen werden.

Aufgrund eines positiven Temperaturkoeffizienten der elektrischen Leitfähigkeit der MO-Widerstände im Dauerbetriebsbereich führt eine erhöhte Betriebstemperatur zu einem zusätzlichen Anstieg der Verlustleistung in den wärmeren oberen Bereichen des Ableiters. Dieser Effekt lässt die Betriebstemperatur in den ohnehin bereits wärmeren Bereichen weiter ansteigen und erhöht somit potentiell das Risiko, dass sich ein Ableiter nach einem Energieeintrag thermisch instabil verhält. In dieser Arbeit soll daher untersucht werden, inwiefern sich eine erhöhte Potential- und Temperaturschiefverteilung auf die thermische Stabilität von Ableitern auswirkt und ob in diesem Fall eine Prüfung mit thermischen Äqui-

valenten noch zu aussagekräftigen Ergebnissen für den kompletten Ableiter führt. Dazu wird neben umfangreichen Versuchen im Labor eine Möglichkeit vorgestellt, das elektrische und thermische Verhalten mit Simulationen unter verschiedenen Betriebsbedingungen – insbesondere nach Impulsenergieeinträgen – zu untersuchen. Die Simulationsergebnisse werden, soweit möglich, mit den durchgeführten Laborversuchen validiert. Die gewonnenen Ergebnisse sollen weiterhin dazu verwendet werden, Steuerringsysteme von Ableitern ganz allgemein zu reduzieren. Damit ließe sich der in Schaltanlagen benötigte Platz für die Ableiter reduzieren.

2. Elektrothermisches Verhalten von MO-Ableitern – Stand des Wissens

In diesem Kapitel wird auf die unterschiedlichen Bauarten und Anwendungsgebiete von Hochspannungsableitern eingegangen. Ausgehend von einem einzelnen MO-Widerstand werden die elektrischen Eigenschaften eines kompletten MO-Ableiters erläutert. Anschließend wird auf das thermische Verhalten eines MO-Ableiters anhand der Definition seines thermischen Energieaufnahmevermögens eingegangen, und die Auswirkungen von Streukapazitäten auf die Potential- und Temperaturverteilung werden mithilfe eines einfachen Beispiels anschaulich beschrieben. Es wird weiterhin eine Zusammenfassung über die Behandlung des thermischen Energieaufnahmevermögens und des Alterungsverhaltens von MO-Ableitern bzw. deren MO-Widerständen in der internationalen Normung gegeben. Den Abschluss dieses Kapitels bildet eine Übersicht über bisherige in der Literatur verfügbare Versuche, das elektrische wie auch thermische Verhalten eines MO-Ableiters sowohl in Bezug auf Normprüfungen als auch allgemein zu untersuchen.

2.1. MO-Überspannungsableiter

Die nachfolgenden Erläuterungen zu MO-Überspannungsableitern fassen den Stand des Wissens, wie er in [ABB11; Hin11; Cig13] im Detail beschrieben ist, auf die wesentlichen, für diese Arbeit relevanten Informationen zusammen.

MO-Überspannungsableiter – kurz MO-Ableiter – werden in allen Spannungsebenen der Wechselspannungs- und Gleichspannungssysteme eingesetzt. Je nach Netzebene, Spannungsform und Anwendungsgebiet kommen unterschiedliche Ableiterausführungen zum Einsatz. Da der Fokus der vorliegenden Arbeit auf dem elektrothermischen Verhalten von MO-Ableitern in Wechselspannungssystemen der Hoch- und Höchstspannungsebene liegt, beziehen sich die nachfolgenden Erläuterungen ausschließlich auf solche Systeme.

Der Grundaufbau eines MO-Ableiters setzt sich im Wesentlichen aus einem Aktivteil und einem Gehäuse zusammen. In Abbildung 2.1 sind drei unterschiedliche Bauformen, wie

sie in Hochspannungsnetzen vorkommen, dargestellt. Bis in die 1980er-Jahre wurden ausschließlich Ableiter mit Porzellan Gehäuse verwendet. Bei dieser Bauform wird die mechanische Stabilität durch das Gehäuse gewährleistet, der benötigte Schutzpegel wird durch das Aufeinanderstapeln einer erforderlichen Anzahl von MO-Widerständen erreicht. Die Gehäuselänge hängt jedoch von der dielektrischen Festigkeit – insbesondere gegenüber Schaltüberspannungen – ab und liegt in den meisten Fällen oberhalb der Gesamthöhe der MO-Widerstandssäule¹. Zur Überbrückung der Längendifferenz werden daher metallische Füllstücke zwischen den MO-Widerständen angeordnet. Bei Ausführung als Vollmaterial tragen die Füllstücke außerdem in der Funktion von Wärmesenken zum thermischen Energieaufnahmevermögen (s. Kapitel 2.3) des Ableiters bei (vgl. [Zhe03]). Um ein Verrücken der MO-Widerstände während des Transports zum Einsatzort und bei geneigtem Einbau zu verhindern, wird das gesamte Aktivteil mit glasfaserverstärkten (GFK)-Stäben (inkl. Halteplatten) und zusätzlich mit einer Druckfeder am Anschluss zum oberen Flansch verspannt. Den Abschluss zum Gehäuseflansch bildet eine Druckentlastungseinrichtung, die den typischerweise mit Stickstoff gefüllten Gasraum gegen Einflüsse von Außen (z. B. Feuchtigkeit und Verschmutzung) schützt und gleichzeitig als Sollbruchstelle bei Druckanstieg infolge einer Lichtbogenbildung im Gehäuseinneren dient.

Ein ähnlicher funktioneller Aufbau wird mit dem *Rohrdesign* verfolgt. Im Unterschied zu einem einteiligen Porzellan Gehäuse setzt sich das Gehäuse aus einem GFK-Rohr und darauf aufgebrachten Silikonelastomerschirmen zusammen. Das GFK-Rohr übernimmt in diesem Fall die Funktion, die mechanische Stabilität des MO-Ableiters sicher zu stellen. Die Silikonelastomerschirme hingegen erfüllen den Zweck, die erforderlichen Kriechwege zu gewährleisten. Der große Vorteil einer solchen Bauform ist, neben dem im Vergleich zum Ableiter mit Porzellan Gehäuse deutlich reduzierten Gewicht, den verbesserten mechanischen Eigenschaften und einem geringerem Schädigungsrisiko bei Bersten des Gehäuses, die herausragende Hydrophobie-Eigenschaft des Silikonelastomers, die besonders in Regionen mit hohen Verschmutzungen das Risiko von Fremdschichtüberschlägen senkt. Trotz der teureren Bauform lösen daher kunststoffisolierte Ableiter den Ableiter mit Porzellan Gehäuse als meist verwendete Bauform zunehmend ab.

Beide zuvor aufgeführten Bauformen besitzen den Nachteil, dass sie einen Gasraum aufweisen, der durch ein aufwendig zu realisierendes und kostspieliges Druckentlastungssystem abgeschlossen werden muss. Eine dritte Bauform, die gänzlich ohne Gasraum auskommt, stellt der *direkt vergossene* MO-Ableiter dar. Eine mögliche Ausführung dieser Bauform ist das *Käfigdesign*²: Hier sorgen die MO-Widerstände in Kombination mit einer hohen

¹ In [Sjo10] wird die zur Erreichung der dielektrischen Festigkeit notwendige Verlängerung der Gesamt-ableiterlänge mit ca. 30 % angegeben.

² Weitere Ausführung: *Wickeldesign* (s. [ABB11]).

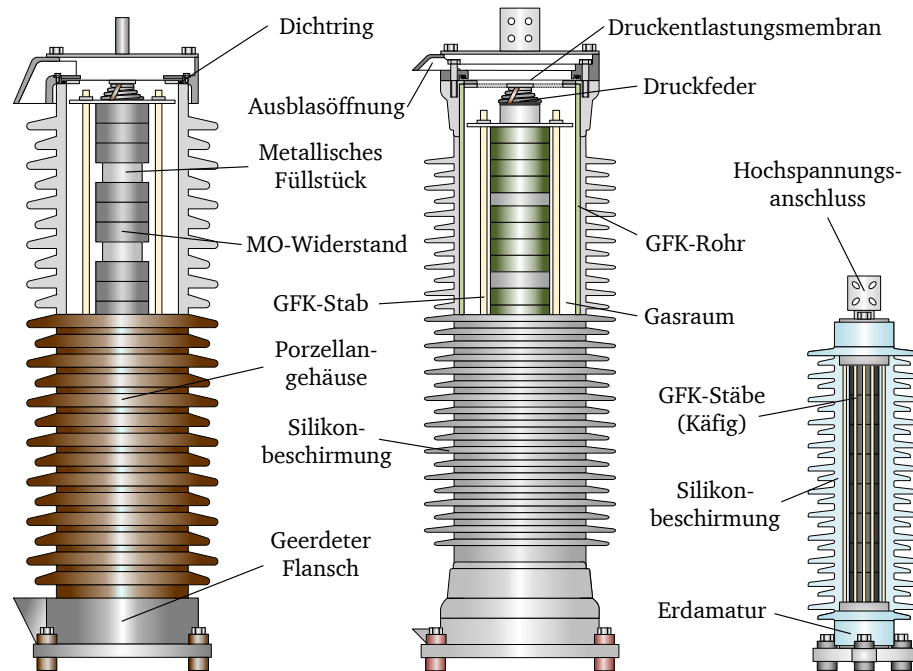


Abbildung 2.1.: Bauformen von MO-Ableitern für den Einsatz in Hochspannungsnetzen: Porzellandesign (links), Rohrdesign (mitte) und Käfigdesign⁴ (rechts). Die Darstellungen sind angelehnt an [Hin11].

Anzahl an GFK-Stäben oder -Bändern für die mechanische Stabilität des Ableiters³. Das Silikonelastomer wird direkt auf die mechanische Konstruktion vergossen. Ein wesentlicher Vorteil dieses Designs ist ein verbessertes Kurzschlussverhalten – durch den fehlenden Gasraum ist die Gefahr eines Druckaufbaus und damit der Auswurf von Teilen praktisch ausgeschlossen.

Ein wichtiges Qualitätsmerkmal, das bei allen drei Bauformen gewährleistet werden muss, ist ein über die gesamte Einsatzlebensdauer des Ableiters – mindestens 25 bis 30 Jahre (vgl. [Hin11]) – funktionierendes Dichtungssystem, das ein Eindringen von Feuchtigkeit in den Gasraum, respektive die Grenzsicht zwischen Silikonelastomer und MO-Widerständen, sicher verhindert. So sind Ableiterausfälle, wenn sie auch selten vorkommen, oftmals auf dielektrisches Versagen infolge von eingedrungener Feuchtigkeit zurück zu führen.

Je nach Anwendungsfall kommen bevorzugt einzelne der oben genannten Ableiterbauformen zum Einsatz. Für die vorliegende Arbeit stellt der Stationsableiter (s. Abbildung 2.2 links) die wichtigste Anwendung dar. Dieser wird in Schaltanlagen auf den Abschnit-

³ Die dabei verwendeten Einspanndrucke liegen weit oberhalb jener, mit denen die Aktivteile in Ableitern mit Porzellangehäuse und im Rohrdesign verspannt werden (um Faktor >1000 höher).

⁴ Die abgebildeten Größenverhältnisse sind exemplarisch. Einzelne Bauglieder des Käfigdesigns können ebenfalls die Länge von Ableitern mit Porzellangehäuse und Ableitern im Rohrdesign annehmen.

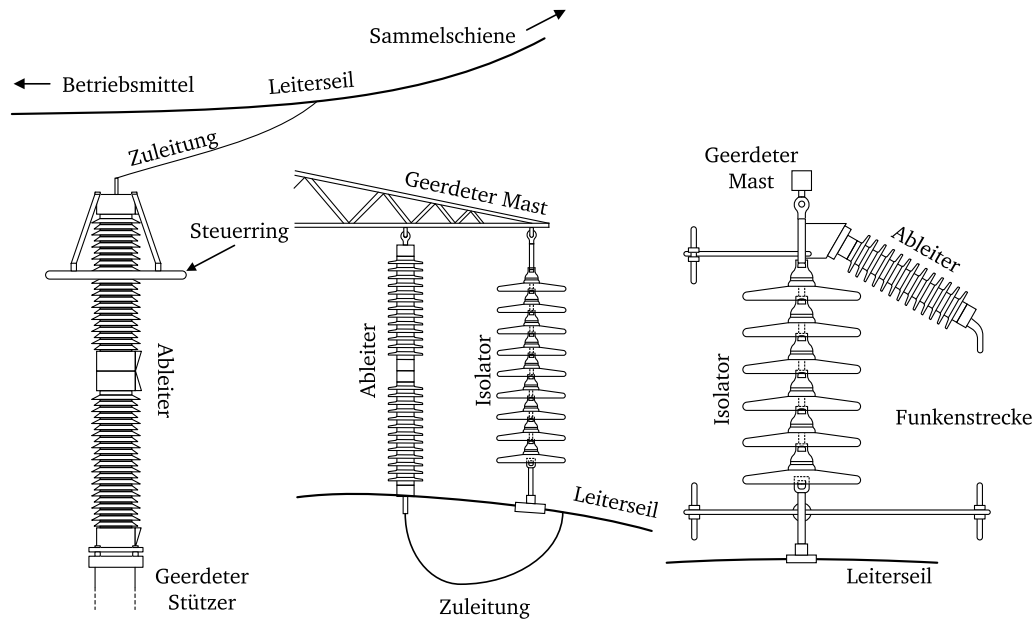


Abbildung 2.2.: Anwendungsbeispiele von MO-Ableitern in Hochspannungsnetzen: Stationsableiter (links), Leitungsableiter ohne Funkenstrecke (Mitte) und Leitungsableiter mit Funkenstrecke (rechts). Die Darstellungen sind angelehnt an [Cig17]: Figure 8.2, [Hin11]: Bild 6 und [Sie12]: Seite 8.

ten zwischen Sammelschiene und Betriebsmittel angeordnet und begrenzt – bei richtiger Aufstellung (siehe Erläuterungen zu Wanderwellenvorgängen und induktiven Spannungsabfällen in [Hin11]) – die maximalen Überspannungen, die am Betriebsmittel auftreten können. Ab einer Höhe von ca. 1,5 m werden zur Potentialvergleichmäßigung Steuerringe am Hochspannungsflansch installiert. Eine Begrenzung der aus technischer Sicht sinnvollen Abmessungen von Steuerringen wird in Netzebenen der Ultrahochspannung (UHV-Netze) erreicht, wo eine Vergleichmäßigung der Schiefverteilungen mittels Steuerringen nur noch eingeschränkt, bzw. unter Einsatz zusätzlicher Steuermaßnahmen nur noch mit hohem technischen Aufwand möglich ist. In Abbildung 2.3 ist exemplarisch ein Stationsableiter für den Einsatz in einem 1200-kV-Wechselspannungsnetz gezeigt (s. [Göh10]). Trotz der enormen Abmessungen weist der am Hochspannungsanschluss montierte Steuerring keine ausreichende Größe auf, um eine *optimale* Spannungsvergleichmäßigung zu gewährleisten. Die Hintergründe für die geometrischen Einschränkungen bei Steuerringen in Ultrahochspannungsnetzen werden in Kapitel 2.4 erläutert. Die Bodenmontage von Stationsableitern erfolgt üblicherweise auf Gerätestützen, wobei der unterste Ableiterflansch entweder direkt oder über eine Monitoringeinrichtung geerdet wird. Die Länge des Gerätestützen muss in begehbaren Anlagen gemäß [IEC 61936] mindestens 2,25 m betragen, allerdings sind auch größere Längen vorzufinden. Auch wenn prinzipiell alle Ableiterbauformen zum Einsatz kommen, werden bis heute noch überwiegend Ableiter mit Porzellangehäuse und

Ableiter im Rohrdesign als Stationsableiter eingesetzt.



Abbildung 2.3.: Ultrahochspannungs-(UHV)-Ableiter für ein 1200-kV-Wechselspannungsnetz in der dielektrischen Prüfung (Bildquelle: [Göh10]).

Neben dem Stationsableiter ist eine weitere weit verbreitete Anwendung von MO-Ableitern der Leitungsableiter. Dieser wird an ausgewählten Freileitungsmasten parallel zu den dort befindlichen Isolatoren platziert. Die Aufgabe eines Leitungsableiters besteht darin, die Häufigkeit von Isolatorüberschlägen zu reduzieren und somit die Versorgungsqualität zu erhöhen. In Abbildung 2.2, Mitte und rechts, sind zwei mögliche Ausführungen von Leitungsableitern dargestellt⁵. Es wird unterschieden zwischen Leitungsableitern ohne Funkenstrecke (non-gapped line arrester (NGLA)) und mit Funkenstrecke (externally gapped line arrester (EGLA)). Bei der funkenstreckenlosen Ausführung wird zusätzlich eine Abtrennvorrichtung in Reihe geschaltet, die den Ableiter im Fehlerfall vom Netz trennt und somit eine Netzunterbrechung verhindert. Für die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten elektrothermischen Untersuchungen nehmen Leitungsableiter nur eine untergeordnete Rolle ein. Zwar müssen auch funkenstreckenlose Leitungsableiter ein thermisches Energieaufnahmevermögen aufweisen, Potential- und Temperaturschiefverteilungen sind jedoch aufgrund der an Freileitungsmasten vorzufindenden Ableiterlängen nur soweit ausgeprägt, dass ihnen zuverlässig mit Steuerringen begegnet werden kann. Leitungsableiter mit Funkenstrecke führen im normalen Betrieb nur den kapazitiven Strom der Funkenstrecke und können daher ausschließlich für den Ableitstrom dimensioniert werden. Für die vorliegende

⁵ Abhängig vom Hersteller und nach Gestaltung des Mastes existieren neben den hier dargestellten noch weitere, teils sehr unterschiedliche Montagearten und Ausführungen von Leitungsableitern.

Arbeit hat diese Ableiterausführung daher keine Relevanz. Für Leitungsableiter, die überwiegend hängend montiert werden, eignet sich aufgrund seines Gewichtsvorteils besonders der direkt vergossene MO-Ableiter.

2.2. Elektrische Charakteristik von MO-Ableitern

Die im Nachfolgenden beschriebenen Erläuterungen beziehen sich, soweit nicht anders zitiert, auf Informationen und wissenschaftliche Untersuchungen aus [Mat71; Lev75; Eda89; Gre90; Cla99; Hin11].

Wichtigstes Merkmal eines MO-Ableiters ist seine stark nichtlineare U - I -Charakteristik, die ihn im normalen Betrieb bei anliegender Netzspannung nahezu als Isolator wirken lässt, die hier auftretenden Leckströme liegen im μA -Bereich, während er bei auftretenden Überspannungen bzw. Stromhöhen im kA -Bereich hohe elektrische Leitfähigkeiten annimmt. Die am Ableiter auftretenden Spannungen zwischen diesen Betriebszuständen unterscheiden sich dabei nur um einen Faktor zwei bis drei. Diese nichtlinearen Eigenschaften verdankt ein MO-Ableiter den MO-Widerständen seines Aktivteils. Die Entwicklung des MO-Widerstandes⁶ geht zurück auf eine Entdeckung von Matusoka im Juli 1967, aus der im Folgejahr der erste MO-Widerstand entwickelt wurde. Seit den Anfängen befindet sich der MO-Widerstand durch Forschung, Entwicklung und Anwendungserfahrungen in stetiger Weiterentwicklung und weist, beispielsweise, nach aktuellem Herstellungsstandard ein verbessertes Alterungsverhalten und Energieaufnahmevermögen auf als dies bei Produkten der ersten Generation der Fall war (vgl. [Cig17]). Die Grundzusammensetzung ist jedoch heute wie damals unverändert: Als Hauptbestandteil wird Zinkoxid-(ZnO)-Pulver verwendet, dem zum Erreichen der nichtlinearen Eigenschaften des Endproduktes verschiedene Additive beigemischt werden. Am häufigsten genannt werden Sb_2O_3 , Bi_2O_3 , CoO , Cr_2O_3 und MnO (vgl. [Mat71; Eda89; Cla99]). Während des Herstellungsprozesses, zu dem u. a. eine Sinterung im Ofen gehört, gehen die Oxide eine Verbindung ein, deren Endstruktur im Wesentlichen aus einer Kristallmatrix aus ZnO-Körnern und den dazwischen liegenden Korngrenzen besteht. Das Schaltverhalten des Materials geht zurück auf die Korngrenzen, die jeweils eine Durchbruchspannung U_B von 3,0 V bis 3,7 V aufweisen (vgl. [Gre90; Cla99])⁷. Die U - I -Charakteristik des gesamten MO-Widerstandes, dessen Stirnflächen mit einer metallischen Schicht und dessen Mantel mit einer Glasur versehen wird, setzt sich dann aus der Reihen- und Parallelschaltung einer Vielzahl einzelner Korngrenzen zusammen. Um eine homogene Materialstruktur zu erreichen, ist der Durchmesser

⁶ Im physikalischen Umfeld ist der Ausdruck ZnO-Widerstand oder -Varistor geläufiger.

⁷ In älterer Literatur werden auch Werte für U_B unterhalb von 3 V genannt (s. [Lev75]).

einzelner MO-Widerstände – bei heutiger kommerzieller Fertigungstechnik – begrenzt auf Werte von etwa 100 mm (vgl. [Hin11]). Die Höhe ist aus fertigungstechnischen Gründen auf Werte von etwa 45 mm begrenzt. Die somit erreichbaren Werte der Durchbruchspannung eines gesamten MO-Widerstandes liegen bei einigen wenigen Volt bis hin zu einigen Kilovolt.

Bedingt durch die mikroskopische Struktur eines MO-Widerstandes existiert zwischen den beiden Stirnflächen eine Vielzahl von möglichen Strompfaden mit einer unterschiedlichen Anzahl an Korngrenzen. Jeder Strompfad besitzt seine eigene Durchbruchspannung abhängig von der Anzahl der durchlaufenen Korngrenzen. Im unteren quasi-linearen Bereich der Kennlinie, in dem die Durchbruchspannung noch nicht erreicht worden ist, fließt ein näherungsweise homogener, kapazitiver Strom durch den MO-Widerstand. Mit steigender Spannung werden dann zunächst einzelne Strompfade aktiv, bei weiterer Steigerung der Spannung steigt die Anzahl aktiver Strompfade weiter an. Erst im erneut quasi-linearen Endbereich der Kennlinie weit oberhalb der Durchbruchspannung fließt wieder ein nahezu homogener, nun allerdings fast ausschließlich resistiver Strom durch den gesamten MO-Widerstand (vgl. [Bar96; Wan98; Hof13]).

Die U - I -Kennlinie des gesamten MO-Ableiters kann vereinfacht als die kumulierten Kennlinien seiner MO-Widerstände dargestellt werden. Für diese Darstellung wird jedoch vorausgesetzt, dass die Spannung linear über der gesamten Ableiterlänge abfällt und, bei Miteinbeziehung von Temperaturabhängigkeiten, dass alle MO-Widerstände die gleiche Temperatur aufweisen. Beide Bedingungen sind im Leckstrombereich nur erfüllt, wenn der Ableiter keine Potential- und Temperaturschiefverteilung aufweist (s. Kapitel 2.4) und der Einfluss lokaler Kühlung durch Wärmesenken vernachlässigt wird. Für den Schutzbereich hingegen ist diese Darstellung aufgrund des dann vernachlässigbaren Einflusses von Streukapazitäten und der geringen Temperaturabhängigkeit ausreichend genau. Eine nach diesem Vorgehen erstellte Kennlinie in halblogarithmischer Darstellung zeigt Abbildung 2.4. Aufgetragen ist der Scheitelwert der Spannung bezogen auf die 10-kA-Restspannung des Ableiters über dem resistiven Scheitelwert des Stromes⁸. Die üblicherweise auf dem Typenschild eines Ableiters genannten charakteristischen Spannungswerte sind in Abbildung 2.4 gekennzeichnet und sollen im Folgenden entsprechend ihrer Definition in [IEC 60099-4] beschrieben werden.

Die Dauerspannung U_c ist der höchste Wert der betriebsfrequenten Spannung, der ohne Einschränkungen dauerhaft zwischen den Anschlüssen des Ableiters anliegen darf. Liegt diese Spannung an, fließt nur ein kleiner, überwiegend kapazitiver Leckstrom durch den

⁸ Momentanwert des Stromes unterhalb des Spannungsmaximums bei Wechselspannung, ansonsten Scheitelwert des Stromes.

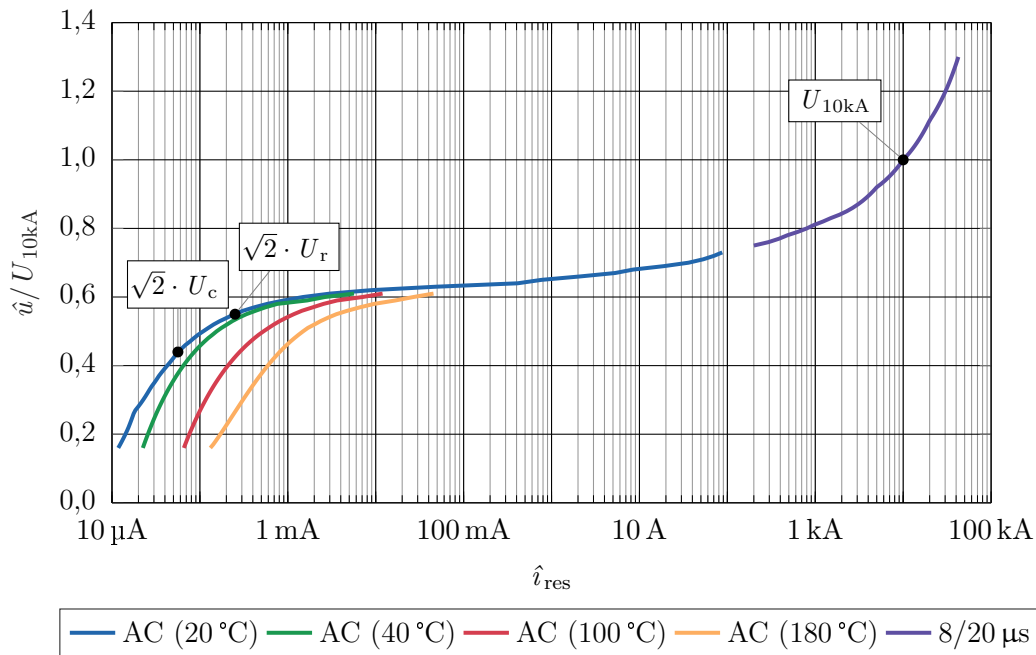


Abbildung 2.4.: Schematische Darstellung der resistiven U - I -Kennlinie eines MO-Ableiters

Ableiter, dessen kapazitiver Scheitelwert im Bereich von 1 mA liegt, während der resistive Scheitelwert nur einige 10 μ A beträgt. Die Bemessungsspannung U_r liegt herstellerübergreifend 25 % oberhalb der Dauerspannung und gibt die oberste Spannung an, an der der Ableiter für eine Dauer von mindestens 10 s betrieben werden kann. Sie soll das Verhalten des Ableiters bei zeitweiligen Überspannungen abbilden und liegt im Bereich der Durchbruchspannung U_B (s. Seite 10). Die Dauer- und Bemessungsspannung werden bei den Typprüfungen des Ableiters als Prüfspannungen herangezogen, bzw. gehen aus diesen hervor⁹. Wird die Spannung weiter gesteigert, steigt der Strom rasch nach einem Potenzgesetz

$$\hat{i}_{\text{res}} \propto \hat{u}^\alpha \quad (2.1)$$

an, wobei der Nichtlinearitätsexponent α in diesem Bereich Werte von 30 bis 80 (vgl. [Cla99]) annimmt¹⁰. Der Ableiter geht jetzt in seinen Schutzbereich – auch Hochstrombereich genannt – über. Die hier erreichten Ströme liegen einige Dekaden über den Stromwerten im normalen Dauerbetrieb. Eine Spannung, mit der das Schutzverhalten des MO-Ableiters charakterisiert wird, stellt der Blitzstoß-Schutzpegel U_{pl} dar. Dieser gibt die Restspannung an, die am Ableiter abfällt, wenn sein Nenn-Ableitstoßstrom I_n durch ihn fließt. Letzterer hat eine Stirnzeit von 8 μ s, eine Rückenhalbwertszeit von 20 μ s

⁹ vgl. *Operating duty test* und *Power-frequency voltage-versus-time test* in [IEC 60099-4].

¹⁰ Gl. (2.1) gilt auch in anderen Bereichen der Kennlinien, im Leck- und Hochstrombereich allerdings mit einstelligen Werten für den Nichtlinearitätsexponenten α (vgl. [Lev75]).

und weist bei Hochspannungsableitern einen Wert von 10 kA oder 20 kA und bei Mittelspannungsableitern von 2,5 kA, 5 kA oder 10 kA auf. In Abbildung 2.4 beträgt der Nenn-Ableitstoßstrom 10 kA und somit gilt $U_{pl} = U_{10kA}$.

Weitere charakteristische Spannungen, die hier nicht dargestellt sind, die aber im Zusammenhang mit Ableitern häufig genannt werden, sind die höchste Betriebsspannung eines Netzes U_s und die Referenzspannung U_{ref} eines MO-Ableiters. Erstere ist eine maximale verkettete Netzspannung, deren Leiter-Erde-Wert ($U_s/\sqrt{3}$) im normalen Betrieb am Ableiter anliegt. Aus $U_s/\sqrt{3}$ versehen mit einem Aufschlag von 5 % ergibt sich die mindestens erforderliche Dauerspannung $U_{c,min}$ eines Ableiters. Die Referenzspannung U_{ref} gibt den Scheitelwert der betriebsfrequenten Spannung geteilt durch $\sqrt{2}$ an, der am Ableiter anliegt, wenn sein Referenzstrom I_{ref} eingeprägt wird¹¹. Der Referenzstrom, der i.d.R. im Bereich von 0,5 mA bis 10 mA liegt, wird vom Hersteller bestimmt und soll so ausgewählt werden, dass der Scheitelwert des Stromes von der resistiven Stromkomponente dominiert wird. Damit wird verhindert, dass Streukapazitäten das Messergebnis verfälschen (vgl. [Hin11]).

Die bisher genannten Kenngrößen werden in der Regel ohne Nennung einer Ableiterbetriebstemperatur angegeben. Tatsächlich werden aber gerade die Größen im Leckstrombereich der Kennlinie unter Einbeziehung der auftretenden mittleren und maximalen Ableitertemperaturen ermittelt. So liegt etwa die mittlere Temperatur eines Ableiters – abhängig von den getroffenen Steuerungsmaßnahmen und den Umgebungsbedingungen (u. a. Temperatur, Verschmutzung, Wind, Sonneneinstrahlung) – bei Betrieb an seiner Dauerspannung im Bereich von 30 °C bis 60 °C. Entsprechend verschiebt sich der eingezeichnete Punkt für $\sqrt{2} \cdot U_c$ nach rechts und liegt dann beispielsweise auf der grünen 40 °C-Kennlinie. Bei der Ermittlung der Dauer- und Bemessungsspannung werden jedoch noch höhere Temperaturen berücksichtigt. Entscheidend ist, dass der Ableiter ausgehend von seiner Betriebstemperatur bei maximaler Umgebungstemperatur mit seiner Nenn-Energie belastet werden kann, so dass er im Anschluss bei immer noch anliegender Betriebsspannung thermisch stabil bleibt. Als zu veranschlagende Betriebsspannung muss dabei sowohl die Dauer- als auch die Bemessungsspannung (zur Berücksichtigung zeitweiliger Überspannungen) in Betracht gezogen werden. Die Umsetzung dieser Anforderungen bei der Prüfung von MO-Ableitern wird in Kapitel 2.5 aufgegriffen.

¹¹ Anders als bei der Dauer- und Bemessungsspannung wird bei der Referenzspannung nicht der echte Effektivwert der Spannung angegeben. Dies hängt damit zusammen, dass bei Messung der Referenzspannung die Spannungsquellen i. d. R. einen hohen Oberschwingungsanteil aufweisen.

2.3. Thermisches Energieaufnahmevermögen

Die in diesem Abschnitt gewählte Beschreibung des thermischen Energieaufnahmevermögens von MO-Ableitern orientiert sich an einer Darstellungsform, die bereits in [Lat83; Hin11] verwendet wurde.

Um ihrer Aufgabe als zentrale Komponente der Isolationskoordination elektrischer Netze gerecht zu werden, müssen Überspannungsableiter in der Lage sein, große Mengen elektrischer Energie aufzunehmen, ohne – unmittelbar oder im weiteren Betrieb – selbst Schaden zu nehmen. Es wird dabei unterschieden zwischen dem Impuls-Energieaufnahmevermögen¹² und dem thermischen Energieaufnahmevermögen eines Ableiters. Ersteres bezeichnet die Fähigkeit eines MO-Ableiters, die Energie eines einzelnen Überspannungsereignisses aufzunehmen, ohne dass die energieaufnehmenden MO-Widerstände unmittelbaren elektrischen oder mechanischen Schaden nehmen. Das Impuls-Energieaufnahmevermögen wird daher ausschließlich von den eingesetzten MO-Widerständen bestimmt. Das thermische Energieaufnahmevermögen hingegen bezeichnet die Fähigkeit eines MO-Ableiters, nach erfolgreichem Ableitvorgang, verbunden mit einem Temperatur- und Leistungsanstieg in den MO-Widerständen, bei weiterhin anliegender Betriebsspannung thermisch stabil zu bleiben und auf die Betriebstemperatur vor dem Überspannungsereignis abzukühlen. Neben der elektrischen Charakteristik der MO-Widerstände nimmt in diesem Fall das Gehäusedesign – und damit das Wärmeabgabevermögen des MO-Ableiters – eine entscheidende Rolle ein. Über das Impuls-Energieaufnahmevermögen wurde, für den Fall von einzelnen Impulsbelastungen in [Rin97; Rei08] und Mehrfachimpulsbelastungen in [Tuc14], ausführlich berichtet. In dieser Arbeit wird daher nicht weiter darauf eingegangen und der Fokus auf das thermische Energieaufnahmevermögen gelegt.

Beim Anlegen der Betriebsspannung¹³ an den MO-Ableiter wird in seinem Aktivteil eine elektrische Verlustleistung umgesetzt, die zum Teil als Wärmestrom an die Wärmesenken und die Umgebung abgeführt wird und zum Teil zu einem Temperaturanstieg in den MO-Widerständen führt. Dieser Wärmeausgleich ist abgeschlossen, wenn alle Wärmespeicher geladen sind und die elektrische Verlustleistung im Gleichgewicht zur abführbaren Wärmeleistung des Ableiters steht. Der Ableiter befindet sich nun in einem stabilen Arbeitspunkt

¹² Oftmals wird auch der Begriff Einzelimpuls-Energieaufnahmevermögen verwendet. Dabei muss jedoch beachtet werden, dass während eines einzelnen Überspannungsereignisses auch mehrere kurz aufeinander folgende Impulse auftreten können.

¹³ In der realen Anwendung wird der Ableiter mit der Betriebsspannung des Netzes und bei Prüfungen im Labor mit der Dauerspannung U_c belastet.

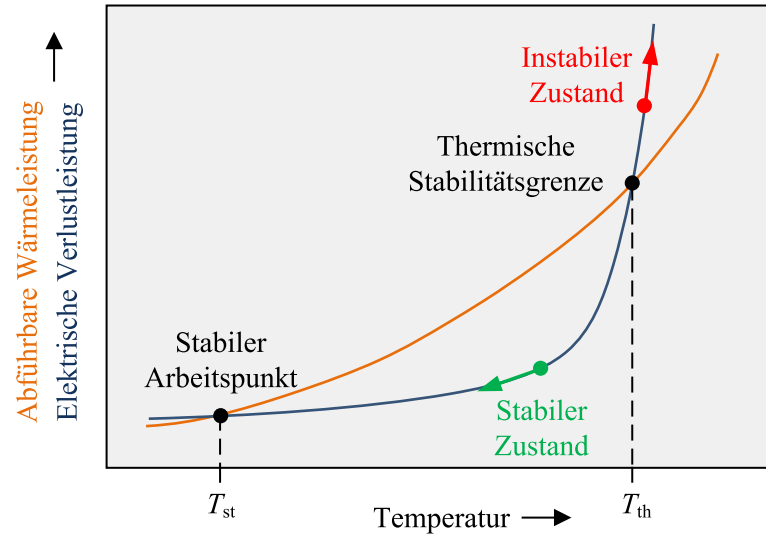


Abbildung 2.5.: Schematische Darstellung der thermischen Stabilität von MO-Ableitern. In Anlehnung an [Lat83] und [Hin11].

T_{st} (s. Abbildung 2.5), in dem er – von Langzeiteffekten wie Alterung abgesehen – im normalen Betrieb nur durch Spannungsschwankungen und atmosphärische Einflüsse leichte Temperaturveränderungen erfährt. Tritt ein transientes Überspannungsereignis auf, bei dem der Ableiter einen hohen Ableitstrom führt, kommt es zu einer schlagartigen Erwärmung des Aktivteils. Die elektrische Verlustleistung im anschließenden Betrieb, bei immer noch anliegender Betriebsspannung, ist infolge des positiven Temperaturkoeffizienten der elektrischen Leitfähigkeit der MO-Widerstände (vgl. Abbildung 2.4) deutlich erhöht. Solange die ebenfalls temperaturabhängige abführbare Wärmeleistung im neuen Zustand größer ist als die elektrische Verlustleistung, spricht man von einem stabilen Zustand. Der Ableiter kühlt ab und kehrt in seinen stabilen Arbeitspunkt zurück. Ist diese Bedingung nicht mehr erfüllt, spricht man von einem instabilen Zustand, der zur weiteren Erwärmung und letztendlich zur Zerstörung des Ableiters führen würde. Der Schnittpunkt der beiden Kennlinien, der den Übergang vom stabilen in den instabilen Zustand markiert, heißt thermische Stabilitätsgrenze (T_{th} in Abbildung 2.5).

Sind die Ableitertemperaturen vor und nach dem Energieeintrag bekannt und geht man von einer näherungsweise homogenen Temperaturverteilung in den MO-Widerständen aus, so kann die während des Ableitvorgangs eingetragene thermische Energie W_{th} mit folgendem Ausdruck berechnet werden:

$$W_{th} = V \int_T c_p dT, \quad (2.2)$$

wobei V das Volumen, T die Temperatur und c_p die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität der MO-Widerstände bezeichnen. Setzt man die mittleren Ableitertemperaturen im stabilen Arbeitspunkt T_{st} und in der thermischen Stabilitätsgrenze T_{th} als Integrationsgrenzen in Gl. (2.2) ein, erhält man prinzipiell die maximal eintragbare thermische Energie – d. h. das thermische Energieaufnahmevermögen – des Ableiters. Das vom Hersteller garantierte und nach Normwerten geprüfte Energieaufnahmevermögen wird jedoch, unter Berücksichtigung von temporären Überspannungen und unter Berücksichtigung von Sicherheitsreserven, niedriger liegen (s. Kapitel 2.5).

2.4. Axiale Potential- und Temperaturverteilung bei Betrieb an Wechselspannung

In Kapitel 2.3 wurde erläutert, wie sich das thermische Energieaufnahmevermögen eines MO-Ableiters bei Kenntnis seines stabilen Arbeitspunktes und seiner thermischen Stabilitätsgrenze berechnen lässt. Demnach ergeben sich umso höhere Werte, je weiter die beiden genannten charakteristischen Punkte auseinander liegen. Bei sehr langen MO-Ableitern muss, wegen der dann signifikant ausgeprägten Potential- und Temperaturschiefverteilung, mit einer Verschiebung des stabilen Arbeitspunktes hin zu höheren Temperaturen und damit mit einer Reduzierung des thermischen Energieaufnahmevermögens gerechnet werden¹⁴. Im Folgenden soll daher beschrieben werden, wodurch Potential- und Temperaturschiefverteilungen entstehen.

In Abbildung 2.6 ist links in vereinfachter Form das Kettenleiterersatzschaltbild eines MO-Ableiters abgebildet¹⁵. Die n MO-Widerstände des Aktivteils werden dargestellt durch die Parallelschaltung aus einem nichtlinearen Widerstand $R_{MO,x}$ und einer parallel angeordneten Kapazität $C_{MO,x}$ ($x, n \in \mathbb{N}^* | x \leq n$). Die Erdkapazitäten und die Verkettungskapazitäten gegen Hochspannung der einzelnen MO-Widerstände werden mit $C_{e,x}$ und $C_{h,x}$ angegeben. Die elektrische Verkettung möglicher Mittelflansche sowie der MO-Widerstände untereinander wird in dieser einfachen Darstellung nicht berücksichtigt¹⁶. Rechts in der Abbildung ist die mittels Feldsimulation hergeleitete axiale Spannungsverteilung über den

¹⁴ Eine ebenfalls mögliche Änderung der bei unterschiedlichen Schiefverteilungen resultierenden thermischen Stabilitätsgrenzen wurde im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden in den Kapiteln 7.2 und 7.3 diskutiert.

¹⁵ Ein Kettenleiterersatzschaltbild wurde an dieser Stelle zur besseren Anschaulichkeit gewählt. Die Berechnungen wurden jedoch mit einem FEM-Simulationsmodell durchgeführt.

¹⁶ Eine detaillierteres Kettenleiterersatzschaltbild wird in [Hin90] beschrieben.

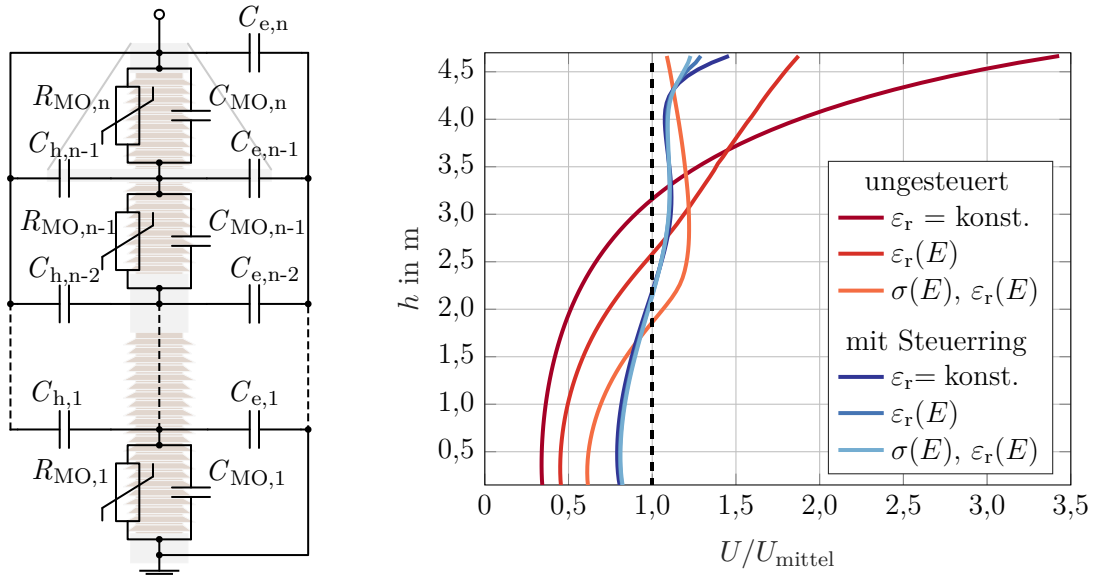


Abbildung 2.6.: Vereinfachtes Kettenleiterersatzschaltbild (links) und Spannungsverteilung über den Widerständen (rechts) eines MO-Ableiters

MO-Widerständen eines 4,7 m-hohen Modellableiters¹⁷ bei Betrieb an seiner Dauerspannung für verschiedenen Annahmen dargestellt.

Im Idealfall fällt das Potential linear entlang der axialen Ableiterachse gegen Erde ab. In diesem Fall würde über jedem MO-Widerstand die gleiche Spannung U_{mittel} anliegen – dargestellt durch die gestrichelte Linie beim Abszissen-Wert $U/U_{\text{mittel}} = 1$. In der Realität weist die Spannungsverteilung über den MO-Widerständen, abhängig von den Kopplungskapazitäten der Anordnung, einen vom idealen abweichenden Verlauf auf.

Zunächst soll der Fall des ungesteuerten Modellableiters betrachtet werden, dessen MO-Widerstände im Aktivteil durch Dielektrika konstanter Permittivität $\varepsilon_{r,0}$ ersetzt wurden. Die Eigenkapazität des Aktivteils ist in diesem Fall etwa halb so groß wie dessen Verkettungskapazität gegen Hochspannung. Die Erdkapazität hingegen ist um den Faktor 10 größer als die Eigenkapazität. Da die Eigenkapazität um ein Vielfaches kleiner ist als die Erdkapazität, wird die Spannungsverteilung durch die höhenabhängigen Erdkapazitäten bestimmt. Dadurch ergibt sich, dass Teile des am Hochspannungsanschluss eintretenden Stromes gegen Erde abfließen. Das Potential fällt dann nicht mehr linear zwischen dem Hochspannungs- und dem Erdanschluss ab, sondern erfährt am hochspannungsseitigen Ende einen größeren Abfall als über einem gleich langen Abschnitt nahe dem Erdanschluss. Die Elemente im oberen Teil des Modellableiters werden unter diesen Bedingungen mit

¹⁷ Der Modellableiter wurde auf sein Hochspannungs- und Erdanschluss und auf das dazwischen angeordnete durchgehende Aktivteil reduziert

einem bis zu 3,5-fachen Wert bzw. im unteren Teil mit einem bis zu unter 0,4-fachen Wert der Dauerspannung eines MO-Widerstandes belastet. Der Ableiter zeigt also ein selbstkontrollierendes Verhalten seiner Spannungsverteilung. Dabei gilt allgemein, je höher der Spannungsabfall über den oberen MO-Widerständen wird, desto niedriger wird er unten.

Da MO-Widerstände in der Realität keine konstante Permittivität aufweisen, werden die Dielektrika konstanter Permittivität nun durch eine realistische feldabhängige Kapazität $C_{\text{MO},x}$ ersetzt. Diese weist eine relative Permittivität auf, die ausgehend von einem Basiswert $\varepsilon_{r,0}$ mit steigender Feldstärke einen nichtlinearen Zuwachs erfährt (s. Kapitel 5.3). Im oberen Bereich des Aktivteils steigt die Kapazität $C_{\text{MO},x}$ jetzt um einen Faktor von bis zu 3 im Vergleich zum zuvor betrachteten Fall konstanter Permittivität an. Der Einfluss der Erdkapazitäten wird somit vermindert, und die Spannungsbelastung der einzelnen Elemente fällt auf einen Maximalwert ab, der dem 1,8-fachen Wert der Dauerspannung eines MO-Widerstandes entspricht. Der Minimalwert der Spannungsbelastung steigt gleichzeitig auf einen Wert knapp unter dem 0,5-fachen Wert der Dauerspannung an. Der Ableiter erfährt also eine *kapazitive* Selbststeuerung seines Aktivteils.

In einem weiteren Schritt werden die MO-Widerstände nun noch realitätsgetreuer modelliert. Hierzu wird eine parallel zur Kapazität wirkende ebenfalls feldabhängige Leitfähigkeit berücksichtigt. Das Kettenleiterersatzschaltbild dieser Anordnung entspricht der Darstellung in Abbildung 2.6 links. Neben der kapazitiven wirkt nun zusätzlich eine *resistive* Selbststeuerung, welche die Eigenimpedanz der MO-Widerstände im feldstarken oberen Bereich weiter absenkt und somit den Einfluss der Erdkapazitäten in diesem Bereich weiter vermindert. Für diesen Fall gilt: Erreicht die Spannung über einem MO-Widerstand Werte im Bereich des 1,2-fachen seiner Dauerspannung, wird ein weiterer Spannungsanstieg durch den raschen Abfall des Widerstandes in diesem Bereich der Kennlinie begrenzt. Die Auswirkungen dieser resistiven Selbststeuerung sind vergleichbar mit einer Verschiebung des Hochspannungspotentials in Richtung Erdelektrode. Die resistive Selbststeuerung hat jedoch im Gegensatz zu einer kapazitiven Steuerung eine gesteigerte Verlustleistung und infolge dessen, bei weiterem Betrieb in diesem Arbeitspunkt, einen merklichen Temperaturanstieg in den hochleitfähigen MO-Widerständen zur Folge. Die anfängliche Potentialschiefverteilung wird daher in Teilen umgewandelt in eine Temperaturschiefverteilung mit deutlich erhöhten Temperaturen im oberen Bereich des Ableiters. Aus diesem Grund ist die Einbeziehung der resistiven Selbststeuerung wichtig für die Simulation von MO-Ableitern, die eine ausgeprägte Potentialschiefverteilung aufweisen.

Neben den selbststeuernden Effekten können auch zusätzliche Steuermaßnahmen getroffen werden. Am häufigsten wird ein vom Hochspannungsanschluss herabhängender Steuerring als externe Steuermaßnahme eingesetzt. Bei besonders großen Ableiterausführungen für

den Ultrahochspannungsbereich werden vereinzelt (zusätzlich) Parallelkondensatoren als Steuerelemente¹⁸ eingesetzt (vgl. [He09]). Während bei einer externen Steuerung eine positive Wirkung auf die Spannungsverteilung durch eine Erhöhung der Hochspannungskapazitäten bei gleichzeitiger Verringerung der Erdkapazitäten erreicht wird, wird im Falle von Parallelkondensatoren der Steuereffekt durch eine Erhöhung der Eigenkapazität der Ableitersäule – nun bestehend aus einer Parallelschaltung des Aktivteils und der Parallelkondensatoren – erzielt. Eine Herausforderung beim Einsatz von Parallelkondensatoren ist jedoch, zu gewährleisten, dass deren elektrische Eigenschaften – insbesondere ihre Kapazität und ihre dielektrische Festigkeit – über die gesamte Lebensdauer des Ableiters unverändert bestehen müssen. In der Vergangenheit gab es bereits Berichte darüber, dass Ausfälle von GIS-Leistungsschaltern, bei denen ebenfalls Parallelkondensatoren zur Potentialvergleichmäßigung eingesetzt werden, durch das Versagen der Parallelkondensatoren hervorgerufen wurden (s. [Run04; Ist10]). Eine Feldsteuerung ist daher grundsätzlich dem Einsatz zusätzlicher Bauteile, die ein eigenes Ausfallrisiko besitzen, vorzuziehen.

Ergänzend zu den Spannungsverteilungen über den MO-Widerständen des ungesteuerten Modellableiters wird nun der Fall eines gesteuerten Ableiters betrachtet. Hierzu wird ein Steuerring ausgewählt, der 25 % bezogen auf die Gesamthöhe des Ableiters vom Hochspannungsanschluss herabhängt. Diese Abhängdistanz wurde gewählt, da im Bereich von 25 % bis 33 % eine optimale Auswirkung auf die Potentialverteilung des Ableiters erwartet wird (vgl. [Cig17]). Für den Radius des Steuerringes wurde mit 1,2 m ein für diese Ableitergröße vorstellbarer Wert angesetzt. Die Verkettungskapazität gegen Hochspannung erhöht sich nun etwa um einen Faktor 7. Der Wert der Erdkapazität fällt hingegen etwa um ein Drittel ab. Es zeigt sich, dass der Einfluss der Erdkapazitäten auf die Potentialverteilung deutlich verringert wird und eine weitere Annäherung hin zu einer idealen Potentialverteilung erreicht wird. Weiterhin ist zu erkennen, dass die Auswirkungen der kapazitiven und resistiven Selbststeuerung nur noch im Bereich direkt unterhalb des Hochspannungsanschlusses zu erkennen sind. Die Spannung über den einzelnen MO-Widerständen wird also so weit reduziert, dass selbststeuernde Effekte in weiten Teilen des Aktivteils noch nicht eintreten.

Anhand der Erläuterungen in den vorherigen Absätzen lässt sich die positive Auswirkung eines Steuerringes auf die maximal auftretenden elektrischen und thermischen Belastungen im Aktivteil eines MO-Ableiters erkennen. In Ultrahochspannungsnetzen ist eine *optimale* Steuerringauslegung jedoch i. d. R. nicht mehr möglich, dies soll anhand eines 1200-kV-Ableiters mit einem Schaltstoß-Schutzpegel $U_{ps} = 1500$ kV und einer Ableiterhöhe von 12 m verdeutlicht werden:

¹⁸ Parallelkondensatoren werden entweder im Ableitergehäuse zusammen mit den MO-Widerständen oder in einem eigenen Gehäuse, das dem Ableiter parallel geschaltet ist, untergebracht [Sjo10].

Die Koordinationsstehspannung des Ableitergehäuses berechnet sich nach Gl. (2.3) aus [IEC 60099-5] zu

$$U_{cw} = K_{cd} \cdot U_{ps} = 1,1 \cdot 1500 \text{ kV} = 1650 \text{ kV}, \quad (2.3)$$

wobei K_{cd} ein deterministischer Koordinationsfaktor zur Berücksichtigung der größten zu erwartenden Spannungsbeanspruchung ist. Um atmosphärische Einflüsse auf den Ableiter am späteren Aufstellungsort zu berücksichtigen, wird außerdem ein Höhenkorrekturfaktor

$$K_a = e^{m \cdot h / 8150 \text{ m}} \quad (2.4)$$

nach [IEC 60071-2] berücksichtigt. Der Exponent m charakterisiert dabei die Festigkeit des äußeren Ableitergehäuses und wird in Abhängigkeit von der Koordinationsstehspannung im vorliegenden Fall zu $m = 0,48$ bestimmt. Unter Annahme eines Aufstellungsortes, der die Anforderungen an Standard-Betriebsbedingungen erfüllt, wird eine Höhe $h = 1000 \text{ m}$ angenommen, so dass ein Höhenkorrekturfaktor $K_a = 1,06$ resultiert. Mit den berechneten Werten und einem Sicherheitsfaktor $K_s = 1,05$ kann eine erforderliche Stehspannung

$$U_{rw} = K_s \cdot K_a \cdot U_{cw} = 1,05 \cdot 1,06 \cdot U_{cw} = 1836 \text{ kV} \quad (2.5)$$

berechnet werden. Der berechnete Wert liegt oberhalb der Anforderungen für die restlichen Betriebsmittel des Netzes, für die eine Bemessungsschaltstoß-Stehspannung von 1800 kV nach [IEC 60071-1/amd 1] gefordert wird. Da der Ableiter das am besten geschützte Betriebsmittel im Netz ist, ist es sinnvoll auch diesen mit 1800 kV zu testen. Die erforderliche Schlagweite kann dann nach Gl. (2.6) aus [IEC 60099-4] zu 9,7 m berechnet werden. An dem Ableiter kann also ein Steuerring mit einer maximalen Abhängdistanz von circa 2 m bzw. 17 % bezogen auf die Gesamthöhe des Ableiters angebracht werden¹⁹.

$$s = 2,2 \cdot (e^{U/1069 \text{ kV}} - 1) \quad (2.6)$$

Das gezeigte Beispiel verdeutlicht, dass für Ableiter in Ultrahochspannungsanwendungen eine *optimale* Abhängdistanz nicht mehr möglich ist, somit müssen erhöhte Betriebstemperaturen in Kauf genommen werden. In [Göh10] wurden beispielsweise Messungen der stationären Temperaturverteilung unter Dauerspannung eines 12,5 m-hohen 1200-kV-Ableiters mit einer derartigen suboptimalen Steuerung durchgeführt. Die dabei ermittelte maximale Übertemperatur gegenüber Umgebungstemperatur lag mit 40 K über den im Fall einer *optimalen* Steuerung zu erwartenden 10 K bis 20 K. In Hochspannungs- und Höchstspannungsnetzen können zwar prinzipiell ausreichend große Steuerringe verwendet

¹⁹ Zu berücksichtigen ist, dass es sich bei Gl. (2.6) um eine eher konservative Berechnungsformel handelt. Es ist davon auszugehen, dass eine bei einer Schaltstoßprüfung ermittelte Schlagweite leicht unterhalb dem berechneten Wert liegt.

werden, um die elektrischen und thermischen Belastungen des Ableiters auf unkritische Werte zu reduzieren, jedoch sind die großen Abmessungen der Steuerringe ein Hauptfaktor bei der Ermittlung des Platz- und Kostenbedarfs eines Ableiters. Es stellt sich daher die Frage, inwieweit Steuermaßnahmen getroffen werden müssen, um den sicheren Betrieb eines Überspannungsableiters zu gewährleisten.

2.5. Stand der internationalen Normung

In diesem Unterkapitel werden die Behandlung des thermischen Energieaufnahmevermögens und die Überprüfung des Langzeitbetriebsverhaltens von MO-Ableitern in der internationalen Normung für Überspannungsableiter betrachtet. Die Ausführungen beschränken sich ausschließlich auf Überspannungsableiter für Anwendungen der Hochspannungsebene (HV: $52 \text{ kV} < U_s \leq 245 \text{ kV}$) sowie die darüber liegenden Ebenen der Höchstspannung (EHV: $245 \text{ kV} < U_s \leq 800 \text{ kV}$) und der Ultrahochspannung (UHV: $U_s > 800 \text{ kV}$). Die ebenfalls in den vorgestellten Normen behandelte Mittelspannungsebene (MV: $1 \text{ kV} < U_s \leq 52 \text{ kV}$) hat aufgrund der gering ausgeprägten Potentialschiefverteilung der dort eingesetzten Ableiter keine Relevanz für die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen und wird daher bei allen Betrachtungen ausgeschlossen. Während in [IEC 60099-4] die Vorgaben für den internationalen Raum zu finden sind, wird mit [IEEE C62.11] die Normung für den amerikanischen Raum bereitgestellt. Aus Anschaulichkeitsgründen wird hier primär auf die Prüfvorschriften in [IEC 60099-4], die weltweit am meisten angewendete Norm, eingegangen²⁰. Die jeweils neusten Versionen der beiden Normen – IEC 60099-4, Edition 3.0 und IEEE C62.11-2012 – sind jedoch, nicht zuletzt aufgrund gemeinsamer Arbeitsgruppen der beiden Normungsgremien, in den relevanten Prüfungen auf einem vergleichbaren Stand. Im Vergleich zu ihren Vorgängerversionen – IEC 60099-4, Edition 2.2 und IEEE C62.11-2005 – enthalten beide Normen wesentliche Änderungen hinsichtlich der Klassifizierung von MO-Ableitern. In der IEC-Norm wurde mit dem Wechsel einer Klassifizierung nach Leitungsentladungsklassen – welche historisch noch den SiC-Ableitern entstammen²¹ – hin zu einer differenzierenden Einordnung nach ihrem wiederholten Nenn-Ladungsableitvermögen und ihrer thermischen Nenn-Energie eine klare Trennung zwischen dem Impuls- und thermischen Energieaufnahmevermögen eines MO-Ableiter hergestellt.

²⁰ Eine ausführliche Gegenüberstellung und Bewertung der Handhabung des Alterungsverhaltens von MO-Widerständen in allen großen internationalen Ableiternormen von IEC, IEEE, JEC und GB, wurde in [Cig17] durchgeführt.

²¹ SiC-Ableiter haben immer eine Funkenstrecke in Reihe geschaltet und sind daher im normalen Betrieb vom Netz getrennt. Für diese Bauform ist nur das Impuls-Energieaufnahmevermögen entscheidend. Eine Leitungsentladung ist dabei ein wichtiger Spezialfall einer Ableiteranwendung in Hoch- und Höchstspannungsnetzen.

Als weitere wichtige Änderung wird die Alterungsprüfung nun nicht mehr als Vorprüfung der Arbeitsprüfung, sondern als eigenständige Prüfung aufgeführt, und es wurden gesonderte Prüfanforderungen für Ableiter der Ultrahochspannungsebene definiert.

Thermisches Energieaufnahmevermögen

Der Nachweis, dass ein MO-Ableiter nach Aufnahme einer spezifizierten Nenn-Energie an einer zeitweiligen Überspannung und direkt im Anschluss an seiner Dauerspannung betrieben werden kann, ohne thermisch instabil zu werden, wird in [IEC 60099-4] mit der Arbeitsprüfung (*Operating duty test*) geprüft²². Aus prüftechnischen Gründen wird der Hauptteil der Prüfung nicht am kompletten Ableiter, sondern an einem thermischen Äquivalent durchgeführt. Dieses besteht aus wenigen (z. B. zwei) MO-Widerständen und ist so auszulegen, dass es ein gleiches oder schlechteres Abkühlverhalten aufweist als im Mittel der komplette Ableiter. Außerdem müssen die verwendeten MO-Widerstände zur Abdeckung möglicher Vorbelastungen und Degradationserscheinungen konditionierenden Vorbelastungen ausgesetzt werden.

Für die eigentliche Prüfung wird das thermische Äquivalent auf eine separat zu ermittelnde Starttemperatur (s. nächster Absatz) von mindestens 60 °C aufgewärmt, damit soll eine maximale Umgebungstemperatur von 40 °C, eine durch Potentialschiefverteilungs- oder Feldeffekte hervorgerufene lokale Temperaturerhöhung sowie Sonneneinstrahlung berücksichtigt werden. Der zu spezifizierende Energiewert wird mit einem oder mehreren Langwellenimpulsen innerhalb von 3 min eingebracht. Im Anschluss muss innerhalb von 100 ms die Bemessungsspannung²³ und nach 10 s die Dauerspannung am thermischen Äquivalent anliegen. Die Prüfung gilt als bestanden, wenn der Ableiter auch nach 30 min noch keine Anzeichen thermischer Instabilität zeigt und zusätzlich keine mechanischen oder signifikanten elektrischen Änderungen²⁴, die im nachfolgenden Betrieb doch noch zu einem Ausfall führen könnten, aufweist.

Neben der im vorigen Absatz erfolgten allgemeinen Beschreibung des Prüfablaufs der Arbeitsprüfung kann bei Ableitern, bei denen mit einer besonders hohen Potential- und Temperaturschiefverteilung zu rechnen ist (s. Kapitel 2.4), eine zusätzliche Erhöhung der Starttemperatur notwendig werden. Hierzu wird zunächst für das thermische Äquivalent

²² Im Unterschied zur rein technischen Beschreibung des thermischen Energieaufnahmevermögens in Kapitel 2.3 handelt es sich bei der thermischen Nenn-Energie nicht um einen absoluten Grenzwert, sondern um einen nach einer Normtabelle und den Anforderungen des Herstellers spezifizierten Wert.

²³ Zur Nachbildung einer möglichen zeitweiligen Überspannung, die direkt nach Belastung des Ableiters mit seiner Nenn-Energie am Ableiter anliegen könnte.

²⁴ Änderung der Restspannung um mehr als 5 %.

eine angepasste Dauerspannung ermittelt, die zu der gleichen mittleren stationären Temperatur führt wie beim kompletten Ableiter. Anschließend wird das thermische Äquivalent auf 40 °C vorgewärmt und an die ermittelte korrigierte Dauerspannung angelegt. Die sich ergebende mittlere stationäre Temperatur wird, insofern sie 60 °C überschreitet, als erhöhte Starttemperatur festgelegt.

Beschleunigte Alterungsprüfung

Das Langzeitverhalten der MO-Widerstände wird in [IEC 60099-4] im Zuge einer beschleunigten Alterungsprüfung (*Test to verify the long term stability under continuous operating voltage*) geprüft, bei der die im Ableiter eingesetzten MO-Widerstände für 1000 h einer korrigierten maximalen Dauerspannung U_{ct} ausgesetzt werden. Die Prüfung ist bestanden, wenn die am Ende gemessene Verlustleistung den zu Prüfungsbeginn gemessenen Wert²⁵ um nicht mehr als 10 % überschreitet. Als weiteres Bestehenskriterium darf der Minimalwert der kontinuierlich oder in definierten Abständen gemessenen Verlustleistung am Ende der Prüfung um nicht mehr als 30 % überschritten werden. Damit wird einem bei MO-Widerständen der ersten Generationen zu beobachtendem Alterungsverhalten Rechnung getragen, bei dem die Verlustleistung zunächst auf einen Minimalwert absank und im Anschluss wieder anstieg. MO-Widerstände der neuesten Generation zeigen dieses aus dem Arrhenius-Gesetz abgeleitete Verhalten nur noch in Einzelfällen (vgl. [Cig17]).

Auch bei der Alterungsprüfung wird eine mögliche Beeinflussung des Alterungsverhaltens durch lokale Potential- und Temperaturerhöhungen durch eine Anpassung der Prüfparameter berücksichtigt. Zum einen wird eine Korrektur der Prüfspannung (Erhöhung von U_c auf U_{ct}) durchgeführt. Hierzu wird die unter Berücksichtigung einer möglichen Potentialschiefverteilung auftretende maximale Spannungsbelastung eines einzelnen MO-Widerstandes messtechnisch oder simulativ berechnet. Für die Durchführung einer simulativen Berechnung wird mit *Annex F* ein informativer Leitfaden bereitgestellt.

Insofern die Berechnungen eine korrigierte Dauerspannung ergeben, welche die Referenzspannung der MO-Widerstände übersteigt, ist eine Prüfung mit einer entsprechend erhöhten Prüfspannung nur noch mit einer kostspieligen Spannungsquelle, die ein ober-schwingungsfreies Spannungssignal auch bei stark nichtlinearer Belastung gewährleistet, zu erreichen. In [IEC 60099-4] wird in diesem Fall stattdessen eine Prüfung bei konstanter Verlustleistung ($k_x \cdot P_{ct}$) vorgesehen. Dabei schlägt die Norm zur Ermittlung der anzuwendenden Verlustleistung ein mehrschrittiges, kompliziertes Verfahren vor, auf das an dieser

²⁵ Um eine Einregelung auf die Starttemperatur zu ermöglichen, wird die Verlustleistung zu Beginn der Prüfung in [IEC 60099-4] nach 3 h gemessen.

Stelle nicht weiter eingegangen wird. Durch Anwendung einer konstanten Verlustleistung soll der selbstregulierende Effekt der Potential- und Temperaturschiefverteilung simuliert werden (vgl. [Cig17]). Eine Bewertung dieses Vorgehens erfolgt in Kapitel 7.1.

2.6. Bisherige Simulationsansätze

Nachfolgend wird ein in weiten Teilen chronologischer Überblick über die bisherigen Versuche, das elektrische und thermische Verhalten von MO-Ableitern zu simulieren, gegeben. Es soll dabei ein Fokus auf die gewählten Simulationsansätze und deren Eignung zur Berücksichtigung von ausgeprägten Potentialschiefverteilungen gelegt werden. Auf die mit den Simulationsergebnissen abgeleiteten Ergebnisse wird nur am Rande eingegangen.

Lat benutzt 1983 in [Lat83] ein analoges einstufiges elektrisches Netzwerk mit konzentrierten Elementen, um die thermischen Parameter eines MO-Ableiters zu beschreiben. In dem Modell wird der Wärmefluss durch den Stromfluss und die Temperatur durch die Spannung repräsentiert. Eine elektrische Modellierung und Berechnung der Potentialverteilung wird nicht durchgeführt, stattdessen wird eine konstante Verlustleistung innerhalb der MO-Widerstände angenommen und in Form einer Spannungsquelle im Netzwerkmodell berücksichtigt. Die modellierten stationären Temperaturverteilungen eines Mittelspannungsableiters zeigen eine gute Übereinstimmung mit Messdaten, wobei ein maximaler Fehler von +5 % bis +10 % zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturen bei unterschiedlichen Eingangsleistungen ermittelt wird.

Hinrichsen beschreibt in [Hin90] ein ähnliches – jedoch mehrstufig aufgebautes – analoges elektrisches Netzwerk wie in [Lat83], um das thermische Verhalten von MO-Ableitern zu analysieren. Darüber hinaus wird eine Kettenleiterersatzanordnung vorgestellt, um die Potential- und Verlustleistungsverteilung eines Ableiters mit und ohne Steuerringe herzuleiten. Hierzu werden die Streukapazitäten (Erdkapazitäten und Kopplungskapazitäten gegen Hochspannung) des Netzwerkes aus aufwendigen Vorversuchen im Labor abgeleitet. Zur Beschreibung der Wärmeübergangswiderstände werden aus der Thermodynamik bekannte empirische Ähnlichkeitsbeziehungen verwendet. Zur Lösung des elektrothermischen Problems wird ein Zwei-Schritt-Verfahren unter Verwendung des Netzberechnungsprogramms NETOMAC angewandt. In diesem werden zunächst die elektrischen Verteilungen über wenige elektrische Perioden berechnet und anschließend mit der daraus hervorgehenden Verlustleistungsverteilung als Eingangsparameter für das thermische Netzwerk die neuen Element- und Gehäusetemperaturen berechnet. Hierzu wird angenommen, dass sich

die elektrische Verlustleistung während der thermischen Berechnungen – je nach Arbeitspunkt – für 10 s bis 10 min nicht ändert. Mit den aktualisierten Temperaturen wird erneut das elektrische Problem gelöst. Die beiden Teilprogramme werden so lange im Wechsel ausgeführt, bis eine voreingestellte Endzeit erreicht wurde. Die simulierten Aufheiz- und Abkühlkurven unter Wechsellastbelastungen werden für den Fall eines Ableiters mit einer Dauerspannung von 150 kV mit gemessenen Temperaturkurven verglichen und zeigen eine gute Übereinstimmung.

Stockum verwendet in [Sto94] einen numerischen Ansatz (Finite-Differenzen-Näherung), um die Wärmeübertragungsprozesse – Wärmeleitung in den Feststoffen, Konvektion und Strahlung im Luftspalt, sowie Konvektion an der Gehäuseaußenseite – eines thermischen Äquivalents zu beschreiben. Eine mögliche Wärmeübertragung in axialer Richtung wird in diesem Modell vernachlässigt. In Kombination mit einer empirisch bestimmten und von der Temperatur abhängigen Verlustleistungsfunktion bei konstanter Spannung werden Aufheizvorgänge bei einer konstanten in den MO-Widerständen generierter Verlustleistung sowie Abkühlkurven bei Anregung mit der zuvor gemessenen Spannung simuliert und gegen Messungen validiert. Er schließt aus seinen Ergebnissen, dass sich das thermische Äquivalent nur dann thermisch stabil verhält, wenn direkt im Anschluss an den Aufheizevorgang die über den Luftspalt übertragene Wärmeleistung größer ist als die elektrischen Verluste in den MO-Widerständen. Der von Stockum gewählte Ansatz setzt voraus, dass für alle zu untersuchenden Anregungsspannungen eine eigene Verlustleistungsfunktion gemessen wird und eine lineare Potentialverteilung über den MO-Widerständen angenommen werden kann.

Huang et al. messen und simulieren in [Hua96] die Aufheiz- und Abkühlkurven eines 75-kV-Ableiters unter Wechsellastbelastungen. Hierzu wird – wie bereits in [Sto94] – eine Finite-Differenzen-Methode angewendet, allerdings wird neben einer radialen auch eine axiale Wärmeübertragung berücksichtigt. Der Anteil der Wärmeabgabe im Luftspalt wird mit einem geometrischen Strahlungsformfaktor (für zwei konzentrische Zylinder) und einem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten berechnet. An der Gehäuseaußenseite werden sowohl für die konvektive als auch für die radiative Wärmeabgabe Wärmeübergangskoeffizienten definiert. Die Verlustleistungsdichte innerhalb der MO-Widerstände in Abhängigkeit von der Zeit wird experimentell bestimmt und als Modelleingabeparameter in Form einer zeitlich veränderlichen Wärmequelle berücksichtigt. Hierzu wird die Annahme getroffen, dass in allen MO-Widerständen die gleiche Verlustleistungsdichte vorliegt – gleichbedeutend mit der Annahme eines linearen Potentialabfalls entlang der MO-Säule. Ein Vergleich zwischen den gemessenen und simulierten zeitlichen Temperaturverläufen bestätigt die Anwendbarkeit des *rein* thermischen Modells für einfache Ableitermodelle

kleiner axialer Ausdehnung.

In [Duc97] und [Cos14] wird mit Flux[®] 2D, bzw. COMSOL Multiphysics[®] das thermische Verhalten von direktvergossenen Mittelspannungsableitern während und nach Energieeinträgen mit Hochstromimpulsen untersucht. Beide Veröffentlichungen beschreiben voll gekoppelte elektrothermische FEM-Modelle (FEM – Finite-Elemente-Methode). In [Duc97] wird das elektro-quasistatische Problem im Frequenzbereich und daher mit rein harmonischen elektrischen Größen gelöst. Die in der Realität inharmonische Form des Stroms durch die MO-Widerstände wird zwar erkannt, in den durchgeführten Simulationen jedoch vernachlässigt. In [Cos14] wird ein elektro-quasistatischer zeitabhängiger Löser verwendet, allerdings wird die nichtlineare Materialcharakteristik der MO-Widerstände auf die Lösung eines linearen Problems mit, je nach untersuchtem Arbeitspunkt, konstant gesetzter elektrischer Leitfähigkeit reduziert. Außerdem zeigen die Simulationsergebnisse zu weiten Teilen unbelastete (d. h. spannungslose) Abkühlprozesse, in denen sich die Simulation auf die Lösung des rein thermischen Verhaltens einschränken lässt.

In [Gue01] und [Net04] werden die Ergebnisse elektrothermischer Simulationen, erneut basierend auf einer Finite-Differenzen-Methode, sowohl für Modelle thermischer Äquivalente als auch für komplette MO-Ableiter gezeigt. Die Autoren verfolgen das Ziel, verschiedene in den IEC- und IEEE-Ableiternormen definierte Prüfungen auf dem Simulationsweg durchzuführen. Einige der gezeigten Aufheiz- und Abkühlkurven werden mit Messdaten aus dem Labor verglichen und zeigen eine gute Übereinstimmung. Da weder die Modellierung des elektrischen Modells noch die Kopplung zwischen den Physiken erläutert wird, lässt sich eine Eignung der dort beschriebenen Modelle auf Problemstellungen mit nicht-linearem Potentialabfall nicht ableiten.

Zheng et al. simulieren in [Zhe03] den Einfluss des Vorhandenseins und in [Zhe10] der Positionierung von Wärmesenken auf das Abkühlverhalten und die thermische Stabilität einer gekapselten Modellanordnung, bzw. eines direktvergossenen MO-Ableiters²⁶. Das nichtlineare Problem wird mit einem FEM-Modell und einem elektro-quasistatischen Löser im Zeitbereich unter Verwendung einer adaptiven Zeitschrittsteuerung gelöst [Zhe02]. Das elektrische Problem wird in 1D und ausschließlich auf der Symmetrieachse und das thermische Problem mit einem achsensymmetrischen 2D-Modell, inkl. Strahlung und Konvektion an den Grenzflächen zwischen Feststoffen und Gasen, berechnet. Der Anteil der Wärmeabgabe jeweils durch Strahlung und Konvektion wird in [Zhe10] durch vorausgehende Messungen abgeschätzt und anschließend durch Anpassung der Wärmeaustauschparameter im Modell berücksichtigt. In [Zhe03] werden die Temperatur des Gases und

²⁶ Die Abmessungen lassen vermuten, dass es sich um einen Mittelspannungsableiter handelt.

der Strahlungsanteil der Wärmeabgabe durch Anpassung des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Aktivteil und Gehäuseinnenseite berücksichtigt. Eine elektrothermische Kopplung erfolgt über die Temperatur und die Verlustleistung. Hierzu werden das elektrische und das thermische Problem unter Austausch der Kopplungsparameter nacheinander berechnet [Zhe03]. Der in den Veröffentlichungen verwendete Ansatz ist aufgrund der Modellierung des elektrischen Feldes in 1D nur anwendbar, wenn die Modellgröße eine Vernachlässigung des Einflusses von Streukapazitäten erlaubt.

He et al. verwenden in [He03] ein FEM-Modell, u. a. um den stabilen Arbeitspunkt und die thermische Stabilitätsgrenze eines direktvergossenen 220-kV-Ableiters für unterschiedliche Anregungsspannungen und Umgebungstemperaturen zu berechnen. Zur Berechnung der Verlustleistung der MO-Widerstände bei unterschiedlichen Spannungen wird ein künstliches neuronales Netzwerk (KNN) verwendet. Die damit erhaltene gefittete P - U -Charakteristik der MO-Widerstände wird gegen Messdaten validiert. Die Wärmeabgabe an der Gehäuseoberfläche wird jeweils mit einem Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt. Die berechneten stabilen Arbeitspunkte zeigen eine gute Übereinstimmung mit Ergebnissen aus Messungen. Die vorgestellte Methode basiert ausschließlich auf der Auswertung der P - U -Charakteristik der untersuchten Ableiter. Eine Berechnung der elektrischen Potentialverteilung wird nicht durchgeführt. Somit können lokal unterschiedliche elektrische Belastungen nicht berücksichtigt werden.

Zeller et al. modellieren in [Zel05] einen direktvergossenen Ableiter mit den Abmessungen eines thermischen Äquivalents (vgl. Kapitel 2.5). Um die thermische Stabilitätsgrenze des Ableiters zu finden, wird mit FEMLAB²⁷ ein voll gekoppelter elektrothermischer Ansatz verwendet. Hierzu wird das stationäre elektrische Strömungsfeld über die elektrische Heizrate mit dem stationären Wärmeausbreitungsmodell gekoppelt. Es sind mehrere Vereinfachungen notwendig, um eine Konvergenz des ursprünglich stark nichtlinearen Problems zu erreichen. Hierzu zählen die Annahme einer arbeitspunktabhängigen konstanten Leitfähigkeit, eine homogene Temperaturverteilung direkt nach dem Energieeintrag (jeweils im Rechengebiet der MO-Widerstände) und eine Modellierung der freien Konvektion an der Gehäuseaußenseite mittels Wärmeübergangskoeffizienten. Anhand eines Vergleichs zwischen der Temperatur direkt nach dem Energieeintrag und der sich einstellenden stationären Maximaltemperatur wird auf das weitere thermische Verhalten – stabil oder instabil – geschlossen. Für größere Ableitermodelle ist der gewählte Ansatz u. a. mangels der Berücksichtigung von Temperaturschiefverteilungen und der dann zu erwartenden Wärmeausgleichsvorgänge, die auch nach einem anfänglichen Abkühlverhalten noch zu einem Aufheizen führen können, nicht geeignet.

²⁷ FEMLAB ist eine eingetragene Handelsmarke von COMSOL AB und Vorläufer von COMSOL Multiphysics®.

Hinrichsen et al. untersuchen in [Hin08] die Auswirkungen von unterschiedlichen Steuermaßnahmen (Steuerringe und Steuerkondensatoren) und Anordnungen (einzelner Steuerring am oberen Flansch und zusätzliche Steuerringe an den Zwischenflanschen) auf die Potentialverteilung eines 550-kV- bzw. eines 800-kV-Ableiters. Hierzu wird mit der 3D-FEM-Software MEQSICO ein Einschnittverfahren entwickelt, mit dem sich im Gegensatz zu den Verfahren in [IEC 60099-4] sowohl der kapazitive als auch der nichtlinear resistive Einfluss der MO-Widerstände in einem Simulationsschritt berechnen lässt. Ein an anderer Stelle behaupteter positiver Effekt von Zwischensteuerringen auf die Potentialverteilung eines MO-Ableiters kann nicht nachgewiesen werden, stattdessen zeigt sich sogar eine Erhöhung der Feldbelastungen oberhalb der Zwischensteuerringe. Aufbauend auf Ergebnissen in [Cle06] wird die Temperaturverteilung des IEC-Ableiters mit einer elektrothermisch gekoppelten, zeitabhängigen Simulation und unter Annahme einer elektro-quasistatischen Näherung berechnet. Eine Validierung mit Messergebnissen kann nicht durchgeführt werden. Die Autoren merken an, dass sich das Verfahren noch in der Entwicklung befindet.

In [Sjo10] werden ein FEM-Modell und ein elektro-quasistatischer zeitabhängiger Löser gewählt, um die Potential- und Feldverteilung von extern gesteuerten Ultrahochspannungsableitern zu untersuchen. Die mehrsäuligen und zum Teil auch mehrphasigen Ableiteranordnungen werden in 3D modelliert und berücksichtigen sowohl kapazitive als auch resistive Materialcharakteristiken aller Komponenten. Verglichen wird ein Design mit externen Steuerkondensatoren mit einer klassischen Potentialsteuerung mittels Steuerringen. Eine elektrothermisch gekoppelte Berechnung wird nicht durchgeführt.

Zur Berechnung der Temperaturverteilung eines gasisolierten MO-Ableiters nach 5 h werden in [Fri11] unter Verwendung von COMSOL Multiphysics® eine quasiharmonische Annäherung²⁸ zur Lösung des elektrischen Problems und ein zeitabhängiger Löser für das thermische Problem angewendet. Dabei wird anstelle einer feld- und somit zeitabhängigen eine *effektive* elektrische Leitfähigkeit der MO-Widerstände aus Messungen abgeleitet, so dass die damit simulierten den gemessenen elektrischen Verlusten gleichen. Die elektrische Leitfähigkeit wird als gefittete Funktion in Abhängigkeit von der Materialtemperatur und dem Scheitelwert der elektrischen Feldstärke und die elektrische Permittivität als rein temperaturabhängige, gefittete Funktion hinterlegt. Der konvektive Anteil der Wärmeübertragung im Luftspalt zwischen Aktivteil und Gehäuse wird mittels Strömungsberechnungen, unter Verwendung einer Boussinesq-Näherung, ermittelt. Um den ungeeignet langen Rechenzeiten einer voll gekoppelten Simulation, verursacht durch die stark unterschiedlichen elektrischen und thermischen Zeitkonstanten (s. Kapitel 5), zu begegnen, werden die beiden Teilprobleme separat gelöst, wobei in definierten Abständen eine Neuberechnung der

²⁸ In [Fri11] wird der Ausdruck *pseudo-harmonic* verwendet.

Verteilung der Verlustleistungsdichte als Eingabeparameter für das thermische Problem durchgeführt wird. Zur Berücksichtigung des konvektiven Wärmeübergangs an der Gehäuseaußenwand wird ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient mit Werten im Bereich von $5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ bis $10 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ definiert. Die Simulationsergebnisse wurden laut Aussage der Autoren gegen experimentelle Daten abgeglichen und zeigten demnach eine gute Übereinstimmung. Für Ableitermodelle mit komplexeren Erdeanordnungen eignet sich der beschriebene quasi-harmonische Ansatz nicht, da zur korrekten Nachbildung möglicher Potentialschiefverteilungen eine richtige Berechnung des inharmonischen Stromes erfolgen muss. Dies schließt neben der Verwendung eines zeitabhängigen Löses und der realen Leitfähigkeit der MO-Widerstände mit zunehmenden Maximalfeldstärken auch die Verwendung einer *zusätzlich* feldabhängigen relativen Permittivität mit ein. Mit Zunahme der Modelltemperaturen ist bei dem vorgestellten Modell außerdem ein wachsender Fehler durch die Nichtberücksichtigung einer Wärmeabgabe durch Strahlung zu erwarten.

Seyyedbarzegar et al. [Sey15] verwenden ein ähnliches FEM-Modell wie in [Fri11], mit einer frequenzabhängigen Lösung des elektrischen Problems und einer adaptiven Anpassung der Verlustleistung in jedem MO-Widerstand. Zur Abschätzung der Verlustleistung wird im Leckstrombereich ein adaptives Neuro-Fuzzy-Inferenzsystem (ANFIS, vgl. [Jan93]), bzw. im Hochstrombereich ein frequenzabhängiges IEEE-Modell (vgl. [IEEE92]) verwendet. Die Simulationen – u. a. IEC-Prüfungen – werden an einem direktvergossenen Mittelspannungsableiter durchgeführt und zeigen gute Übereinstimmungen mit im Labor durchgeführten Infrarotmessungen der Mantelfächentemperatur. Abgesehen von der Berücksichtigung von Strahlungswärme an der Mantelfläche gelten die gleichen Einschränkungen hinsichtlich der Eignung des Modells für große Ableitermodelle wie im vorherigen Absatz.

3. Motivation und Ziele der Arbeit

In Kapitel 2 wurde gezeigt, wie sich das thermische Energieaufnahmevermögen eines MO-Ableiters aus technischer Sicht und nach Normanforderungen berechnen lässt. Als möglicher Einflussfaktor wurde eine mit zunehmender Ableiterlänge anwachsende Potentialschiefverteilung sowie in Folge dessen eine sich im stationären Zustand einstellende Temperaturschiefverteilung herausgearbeitet. Es wurde erörtert, warum externe Steuerringe, die eine Vergleichmäßigung der Schiefverteilungen bewirken sollen, in Ultrahochspannungsebenen nur noch mit limitierter geometrischer Ausdehnung angewendet werden können. Eine *suboptimale* Steuerung muss für diesen Anwendungsfall in Kauf genommen werden. Im Hoch- und Höchstspannungsbereich kann eine ausreichende Steuerung, um eine hinreichend geringe Potentialschiefverteilung zu erreichen, zwar realisiert werden, die hierzu erforderlichen Steuerringgrößen sind jedoch ein maßgebliches Kriterium für den Platzbedarf von Stationsableitern und darüber hinaus ein Kostenfaktor. Es ergeben sich daraus die folgenden Fragestellungen, die in dieser Arbeit behandelt werden sollen:

- Wie weit können unter Einhaltung eines definierten Ableitertemperaturlimits die Steuerringsysteme reduziert werden, und wie verändern sich hierdurch die thermische Stabilitätsgrenze sowie das thermische Energieaufnahmevermögen eines MO-Ableiters?
- Können die zur Bestimmung des thermischen Energieaufnahmevermögens notwendigen Untersuchungen auf dem Simulationsweg durchgeführt werden und somit kosten- und zeitintensive, und ohnehin nur eingeschränkt mögliche Laborversuche umgangen werden?
- Welche Methoden zur Herleitung der elektrischen Materialcharakteristiken eines MO-Widerstandes eignen sich, um das elektrothermische Verhalten eines MO-Ableiters im Simulationsmodell ausreichend genau nachzubilden?
- Welche Modellparameter haben einen großen und welche einen kleinen Einfluss auf die Qualität der Simulationsergebnisse?

- Mit welcher Genauigkeit kann durch Prüfungen, durchgeführt mit einem thermischen Äquivalent, auf das thermische Energieaufnahmevermögen eines kompletten EHV- und UHV-Ableiters geschlossen werden?
- Kann kommerziell verfügbare Simulationssoftware zur Durchführung der zuvor genannten Untersuchungen verwendet werden?

In Kapitel 2.6 wurde gezeigt, dass die Simulation des elektrothermischen Verhaltens von Ableitern – insbesondere von Normprüfungen – seit Beginn des Einsatzes von *funkkenstreckenlosen* MO-Ableitern eine viel diskutierte Fragestellung ist. Es wurden unterschiedliche Ansätze aufgezeigt, die mit sehr unterschiedlichem Erfolg das stationäre und transiente Temperaturverhalten eines MO-Ableiters simuliert haben. Trotz der teilweise erfolgreich validierten Simulationsansätze beschränken sich die bisherigen Bemühungen meist auf Simulationen von kleinen Ableiterstrukturen, bei denen Schiefverteilungen aufgrund des vernachlässigbaren Einflusses von Streukapazitäten nicht in Betracht gezogen werden mussten. Ein viel verwendeter Ansatz stellt beispielsweise die elektrische Simulation mittels einer frequenzabhängigen Studie unter Nutzung einer effektiven Leitfähigkeit und/oder einer Verlustleistungskennlinie dar. Während dieser Ansatz aufgrund der geringen Rechenzeiten für Mittelspannungsableiter und kleine Hochspannungsableiter geeignet erscheint, können die bei hohen Ableitern ($h \gg 1$ m) immer vorhandenen Einflüsse von Streukapazitäten mangels richtiger Strommodellierung nicht richtig berücksichtigt werden. In diesem Fall ist eine zeitabhängige Studie der vielversprechendste Ansatz.

Die in dieser Arbeit entstandenen Ergebnisse sind in einem gemeinsamen Projekt mit dem Institut für Theorie Elektromagnetischer Felder der TU Darmstadt erarbeitet worden. Der Schwerpunkt der Untersuchungen am Nachbarinstitut lag in der Herleitung eines thermischen Modells, der Einführung einer Multiraten-Zeitintegration zur Kopplung der elektrischen und thermischen Problemstellung (jeweils [Spä16b]) und der Untersuchung von stabilen Impulsenergieeintrags-Szenarien am kompletten Ableiter ([Spä16b]) und am thermischen Äquivalent. Einstieg in das gemeinsame Projekt bilden die Ergebnisse in [Spä14]. Dort wurden erstmals elektrothermische Simulationen mit einem sowohl für das elektrische als auch das thermische Problem eingesetzten zeitabhängigen Ansatz durchgeführt. Die damit erzielten Simulationsergebnisse wurden mit stationären Temperaturverteilungen aus Laborversuchen – beschrieben in [Göh11] – verglichen und zeigen eine in weiten Teilen sehr gute Übereinstimmung. Es zeigt sich jedoch, dass mit den dort zur Verfügung stehenden Modellparametern, insbesondere der Annahme einer konstanten Permittivität der MO-Widerstände, noch keine praxismgerechte Berechnung der Potential- und Temperaturschiefverteilung möglich ist. Daraus wurde die Notwendigkeit, neben einer nichtlinearen Leitfähigkeit auch eine nichtlineare Permittivität zu verwenden, abgeleitet. Die qualitative

Messung und Berechnung der relativen Permittivität stellt daher einen Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit dar und bildet die Basis, um eine genaue Nachbildung des Stromes durch den MO-Widerstand auf Grundlage gemessener elektrischer Kennlinien zu erreichen. Über die Nachbildung des Stromes wurde bisher in der Literatur mit nur mäßigem Erfolg berichtet, bzw. konnte er in Veröffentlichungen über Ableitersimulationen meist vernachlässigt werden, da dort meist nur Berechnungen im überwiegend kapazitiven und daher näherungsweise homogenen Strombereich der Kennlinie vorgestellt worden sind und auch Potentialschiefverteilungen keine Rolle spielten.

Weiterhin gibt es bisher keine veröffentlichten Untersuchungen dazu, wie sich die Laborumgebung auf die Potentialschiefverteilung und damit auch auf die Ergebnisse thermischer Untersuchungen eines Ableiters auswirkt, und die in der Literatur vorgestellten Simulationsmodelle wurden meist nur auf Grundlage weniger experimenteller Ergebnisse validiert, bzw. wurde auf eine Validierung komplett verzichtet. Beide Punkte werden in dieser Arbeit ausführlich behandelt.

4. Versuchsaufbau und Prüflinge

Zur Untersuchung der thermischen Stabilität von Hochspannungsableitern in Abhängigkeit ihrer Temperaturschiefverteilung wurden zwei Versuchsreihen in der Hochspannungshalle der TU Darmstadt durchgeführt, die gleichzeitig als Validierungsgrundlage für das in Kapitel 5.3 vorgestellte Simulationsmodell dienen. In beiden Versuchsreihen wurde aus versuchstechnischen Gründen ausschließlich mit Wechselspannung untersucht. Auf die Besonderheiten der verwendeten Prüflinge wird für den Fall eines MO-Ableiters mit Porzellangehäuse in Kapitel 4.2, bzw. eines MO-Ableiters im Rohrdesign mit Kunststoffverbundgehäuse in Kapitel 4.3 eingegangen. In Kapitel 4.1 wird zunächst der Versuchsaufbau (s. Abbildung 4.1) erläutert, der in beiden Fällen aus nahezu identischer Anordnung des Versuchs- und Messequipments bestand²⁹.

4.1. Wechselspannungsversuchsaufbau

Zur Erzeugung der für Hochspannungsableiter erforderlichen Versuchsspannungen wird die in der Halle befindliche vierstufige Wechselspannungskaskade mit einer Nennspannung von 1,2 MV eingesetzt. Die Primärseite der Kaskade wird von einem Ward-Leonard-Umformer gespeist. Dies hat prinzipiell den Vorteil einer variabel einstellbaren Frequenz, bringt bei den vorliegenden Versuchen jedoch auch den Nachteil mit sich, dass die Frequenz aufgrund von Ablesungenauigkeiten und infolge einer anfänglichen Erwärmung des Generatorsatzes um $\pm 0,5$ Hz vom angestrebten 50 Hz-Wert abweichen kann, bzw. während des Versuches, ebenso wie die Spannung, kontrolliert und manuell nachgeregelt werden muss. Zur Validierung des Simulationsmodells wird daher der Einfluss einer durch die beschriebenen Effekte abweichenden Frequenz und Spannung in Kapitel 7.1.2 betrachtet. Zwischen dem zu untersuchenden Überspannungsableiter und der Kaskade befinden sich ein Dämpfungswiderstand, ein kapazitiver Spannungsteiler und eine Hochspannungszuleitung. Da sich die genannten Komponenten ganz oder teilweise auf Hochspannungspotential befinden, wird

²⁹ Ersatzschaltbild und Nenndaten des Versuchskreises: s. Abbildung A.1 und Tabelle A.1 in Anhang A.

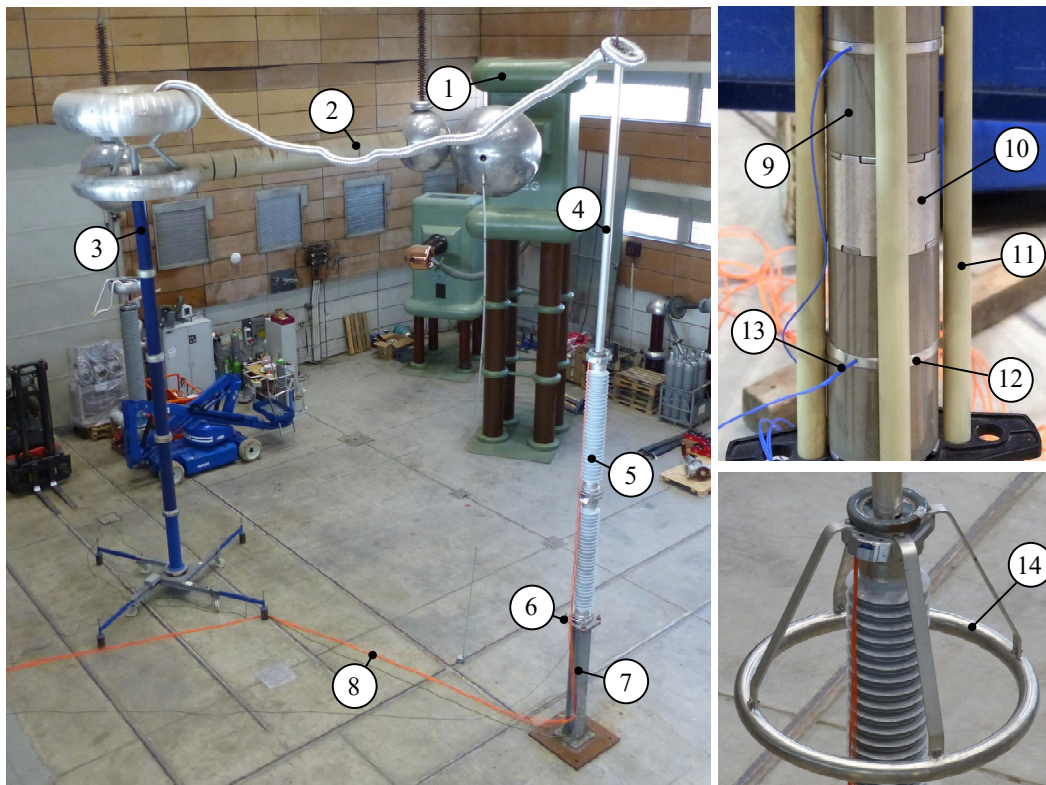


Abbildung 4.1.: Versuchsaufbau zur Durchführung der Erwärmungs- und Abkühlversuche an Wechselspannung in der Hochspannungshalle der TU Darmstadt

1 – Wechselspannungskaskade, 2 – Dämpfungswiderstand, 3 – Kapazitiver Spannungsteiler, 4 – Hochspannungszuleitung, 5 – Überspannungsableiter, 6 – Messshunt, 7 – Podest (optional), 8 – LWL-Verbindungsleitung, 9 – MO-Widerstand, 10 – Metallisches Füllstück, 11 – GFK-Stab, 12 – Aluminiumscheibe, 13 – Faseroptischer Temperatursensor, 14 – Steuerring (optional)

der Einfluss ihrer Koppelkapazitäten auf die Potentialverteilung des Überspannungsableiters in Kapitel 5.7.2 untersucht und durch geeignete Maßnahmen im Simulationsmodell berücksichtigt.

Der Ableiterstrom wird mit einem Messshunt gemessen, der mit einem Shunt-Widerstand von $100\ \Omega$ so ausgelegt ist, dass er den Ableiterstrom sowohl unter normalen Betriebsbedingungen bei anliegender Dauerspannung als auch bei Erwärmungsversuchen mit einer Spannung oberhalb der Referenzspannung des Ableiters messen kann. Die kontinuierliche Aufnahme der Ableitertemperatur wird potentialfrei mittels in Aluminiumscheiben eingesteckter faseroptischer Temperatursensoren (Messunsicherheit: $\pm 1\ \text{K}$)³⁰ an 14 Positionen entlang des Aktivteils des Ableiters sowie zur Umgebungstemperaturmessung zusätzlich an

³⁰ Weitere Kennwerte zum verwendeten Temperatursystem und zu den verwendeten Temperatursensoren sind in Tabelle A.2 in Anhang A angegeben.

zwei Stellen außerhalb des Gehäuses durchgeführt³¹. Die Überspannungsableiter werden entweder auf den Boden gestellt oder, in einem einzigen Fall, auf einem 1,9 m hohen Stahlpodest montiert. Wahlweise werden Versuche mit oder ohne Steuerring durchgeführt.

Um den Einfluss ungewollter erzwungener Konvektion auf die Wärmeabgabe am Übergang zwischen Ableitergehäuse und der umgebenden Luft auf ein Minimum zu reduzieren, wird der Hallenzugang mit einer Luftschleuse versehen. Eine komplette Abdichtung der Halle ist aufgrund der Hallenstruktur und -größe nicht möglich, so dass vereinzelte unregelmäßige Luftbewegungen nicht ausgeschlossen werden können. Nicht veröffentlichte Untersuchungen über den Einfluss künstlich erzeugter Luftströmungen auf die thermische Stabilität ungesteuerter Überspannungsableiter in [Kac11] weisen jedoch darauf hin, dass für den hier ausschließlich betrachteten Fall von Gehäuseableitern mit internem Luftspalt zwischen Aktivteil und Gehäuse ein Kühleffekt durch die noch vorhandenen Luftströmungen vernachlässigt werden kann.

4.2. 550-kV-Ableiter mit Porzellangehäuse mit und ohne Steuerringe

Die erste Versuchsreihe wird an einem aus vier Baugliedern bestehenden 550-kV-Ableiter mit Porzellangehäuse und einer Gesamthöhe von ca. 4,2 m durchgeführt³². Die Nenndaten des Ableiters lauten: $U_c = 300$ kV, $U_r = 375$ kV, $U_{10kA} = 960$ kV. Um unterschiedliche Potential- und Temperaturschiefverteilungen zu erzeugen, kommen vier Steuerringe mit unterschiedlichen Abmessungen zum Einsatz (s. Tabelle 4.1 und Abbildung 4.2). Der größte eingesetzte Steuerring „StR4“ liegt mit einer Abhängdistanz von 24 % der Ableiterlänge im Bereich einer *optimalen* Steuerung³³. Steuerring „StR1“ ist eigentlich kein Steuerring, sondern ein Koronaring und hat normalerweise die Aufgabe, Teilentladungen im Bereich des oberen Flansches zu reduzieren. Die anderen beiden Steuerringe haben relative, prozentuale Abhängdistanzen, wie sie bei Ableitern für den Einsatz im Ultrahochspannungsbereich vorkommen können, wenn eine *optimale* Auslegung aufgrund der in Kapitel 2.4 erläuterten Gründe nicht mehr möglich ist.

³¹ Zur Einleitung der Temperatursensoren in das Gehäuseinnere wurde ein kleines Loch in die Druckentlastungsmembran gebohrt. Ein durch Erwärmung herbei geführter Druckanstieg im Gehäuseinneren ist daher vernachlässigbar. Bei der in Kapitel 5.4 beschriebenen thermischen Modellierung von MO-Ableitern wurde daher eine Druckabhängigkeit der Wärmeparameter vernachlässigt.

³² An dieser Stelle möchte sich der Autor ausdrücklich für die Bereitstellung der in dieser Arbeit untersuchten Ableiter bei der Siemens AG in Berlin bedanken.

³³ Eine tatsächlich optimale Positionierung und Auslegung eines Steuerrings unterscheidet sich für jeden Ableiter und ist zudem abhängig von den Anforderungen der Anwender. Je nach Auslegung können die maximalen Temperaturen an unterschiedlichen Bereichen des Ableiters auftreten.

Um den Einfluss der Erdkapazitäten zu erhöhen und somit bewusst eine erhöhte Potential-schiefverteilung zu erzielen, werden bei dieser Versuchsreihe zwei Maßnahmen ergriffen:

1. Der Überspannungsableiter wird direkt auf dem Boden – ohne ein Podest, wie es üblicherweise bei der Installation in Schaltanlagen aus Gründen der Personensicherheit zum Einsatz kommt – aufgestellt.
2. Es werden MO-Widerstände mit für Hochspannungsanwendungen kleinstem Durchmesser von ca. 50 mm, verwendet. Diese besitzen eine im Vergleich zu üblicherweise in diesem Spannungsbereich eingesetzten MO-Widerständen, welche einen Durchmesser im Bereich von mindestens 70 mm bis 80 mm haben, eine kleinere Eigenkapazität.

Die Position der Temperatursensoren eines Aktivteils ist in Abbildung 4.2 b) dargestellt. Im obersten Bauglied werden alle sechs Messpunkte genutzt, im zweiten Bauglied von oben die Positionen 2 bis 4 und in den beiden unteren Baugliedern die Positionen 2 und 5. In Abbildung 4.2 d) ist der sich ergebende Luftspalt zwischen Aktivteil und der Gehäuseseinnenseite zu sehen.

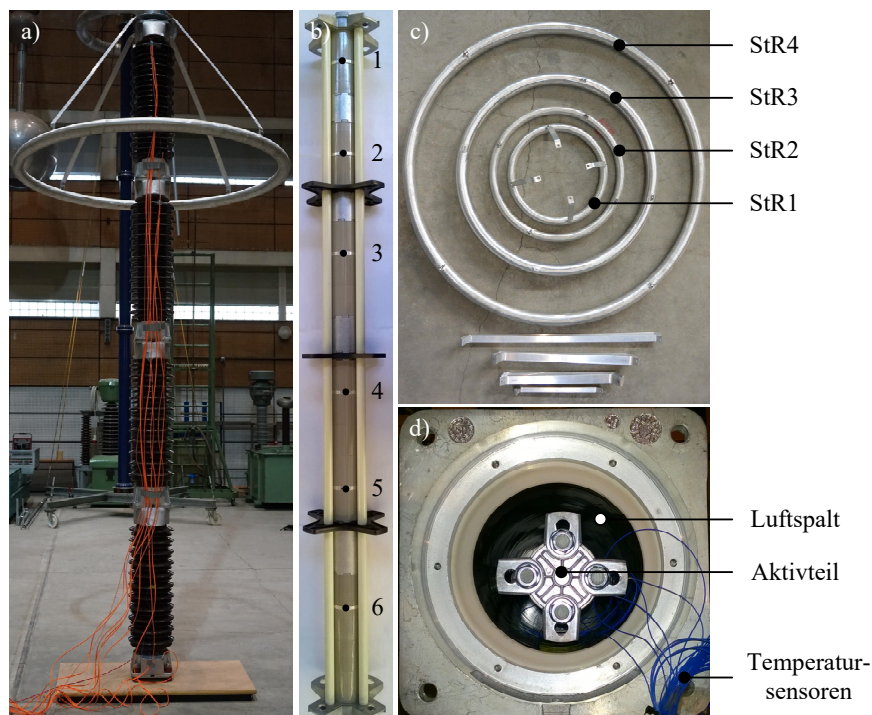
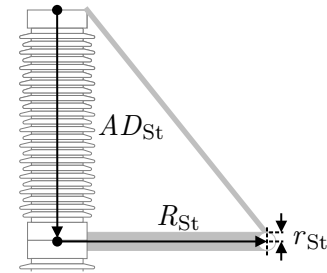


Abbildung 4.2.: Aufbau des im Labor untersuchten Überspannungsableiters vom Typ Siemens 3EP2 (Porzellanbauweise) mit einer Bemessungsspannung $U_r = 375 \text{ kV}$: a) Vier Bauglieder mit Steuerring „StR4“, b) Aufbau eines einzelnen Aktivteils mit möglichen Temperaturmesspunkten, c) Verwendete Steuerringe, d) Draufsicht auf einen einzelnen geöffneten Baustein.

Tabelle 4.1.: Abmessungen der eingesetzten Steuerringe mit Hauptradius R_{St} , Nebenradius r_{St} und Abhängdistanz AD_{St}

Steuerring	R_{St}	r_{St}	AD_{St}	
	in mm	in mm	in mm	in % ³⁴
1	280	25	285	7
2	378	25	500	12
3	565	37,5	800	19
4	865	37,5	1011	24



4.3. 550-kV-Ableiter mit silikonbeschirmtem Kunststoffverbundgehäuse im Rohrdesign mit unterschiedlichen MO-Widerstandsdurchmessern

Die zweite Versuchsreihe wird an einem 550-kV-Ableiter mit Kunststoffverbundgehäuse im Rohrdesign mit einer Gesamthöhe von 3,8m durchgeführt. Diese Versuchsreihe mit größerem Durchmesser der MO-Widerstände konnte aus Gründen des Innendurchmessers des Gehäuses nicht mit dem Ableiter mit Porzellangehäuse durchgeführt werden. Es werden drei unterschiedliche Bauglieder verwendet, deren MO-Widerstände im Fall von zwei Baugliedern einen Durchmesser von ca. 80 mm (s. Abbildung 4.3 e), Typ A) und in einem Fall von ca. 100 mm (Typ B) aufweisen. Die Nenndaten der eingesetzten MO-Widerstände können Tabelle 4.3 entnommen werden. Es werden jeweils zwei der drei Bauglieder aufeinandergestapelt und gemäß den Konfigurationen in Abbildung 4.3 a)–d) untersucht. Ziel der Versuchsreihe ist es, zu untersuchen, ob durch die Wahl von MO-Widerständen größeren Durchmessers – und daher einer höheren Eigenkapazität – im oberen Bereich des Ableiters eine ähnliche Potential vergleichmäßigende Wirkung erzielt werden kann wie mit einem externen Steuerring.

Tabelle 4.3.: Nenndaten (gerundet) der eingesetzten MO-Widerstände

Typ	D_{MO} in mm	H_{MO} in mm	U_{10kA} in kV	U_{10kA}/U_c
A	80	35	12,8	2,65
B	100	22	7,5	2,78

Für den Fall der Laborversuche werden die Aktivteile so ausgelegt, dass alle Bauglieder die gleiche Dauerspannung haben. Auf dem Simulationsweg wird zusätzlich der Fall unter-

³⁴ Bezogen auf die Gesamthöhe des Ableiters.

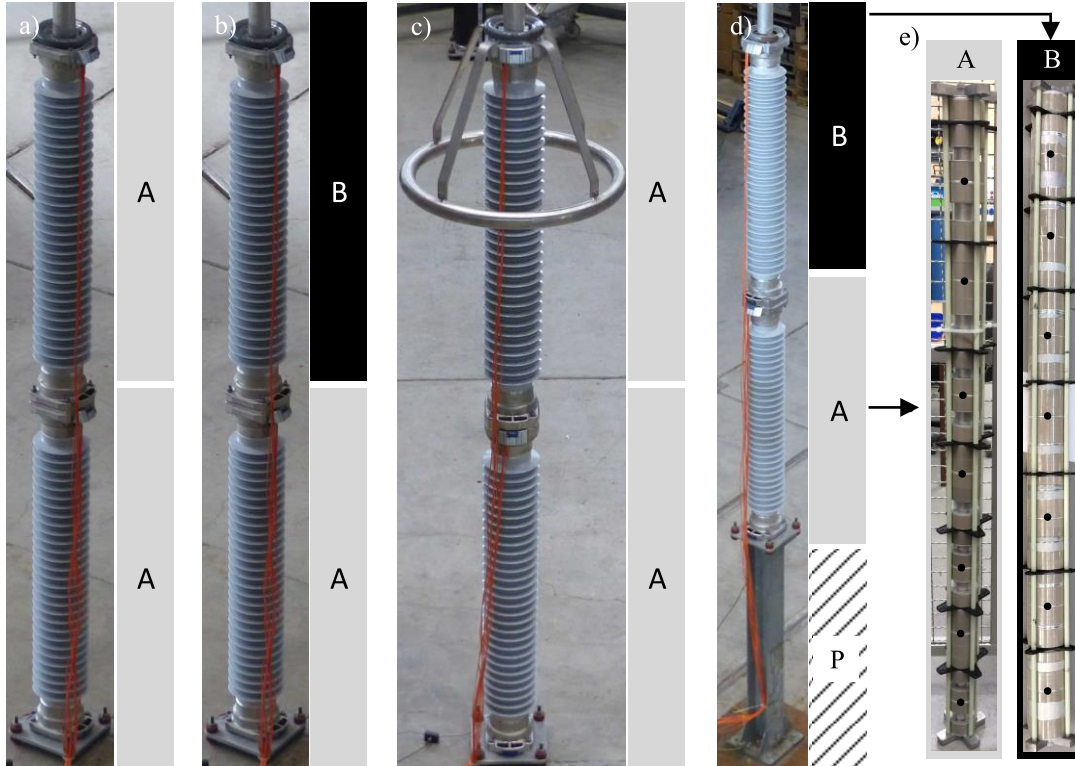


Abbildung 4.3.: Aufbauvarianten des im Labor untersuchten Überspannungsableiters vom Typ Siemens 3EQ4 (Rohrdesign) mit je zwei Gehäuseeinheiten und einer Bemessungsspannung $U_r = 366 \text{ kV}$: a) Aktivteile: oben und unten Typ A, b) Aktivteile: oben Typ B, unten Typ A, c) mit Steuerring, Aktivteile: oben und unten Typ A, d) auf Podest – Kürzel P, Aktivteile: oben Typ B, unten Typ A, e) Aktivteile A und B, mit markierten Temperaturmesspunkten

sucht, dass alle Bauglieder die gleiche 10-kA-Restspannung besitzen. Weiterhin wird der Einfluss einer Podestmontage auf die stationäre Temperaturverteilung und das thermische Energieaufnahmevermögen untersucht. In jedem Aktivteil werden sieben Temperatursensoren an den in Abbildung 4.3 e) markierten Positionen angebracht. In den Aktivteilen vom Typ A werden als metallische Füllstücke Aluminiumrohrstücke mit einem kleineren Durchmesser als die angrenzenden MO-Widerstände verwendet. Im Aktivteil vom Typ B sind die metallischen Füllstücke als Vollaluminiumkörper mit gleichem Durchmesser wie die MO-Widerstände ausgeführt. Die Vollaluminiumkörper sind als zusätzliche Wärmesenken anzusehen, die dem schlechten Wärmeabgabevermögen aufgrund des geringen Mantelfläche-zu-Volumen-Verhältnisses bei MO-Widerständen dieses Durchmessers entgegenwirken. Die Anordnung der Füllstücke wird in beiden Aktivteiltypen – soweit möglich – auf gleicher Höhe vorgesehen. Die Nenndaten des Ableiters für die in Abbildung 4.3 aufgeführten Konfigurationen lauten: a, c) $U_c = 293 \text{ kV}$, $U_r = 366 \text{ kV}$, $U_{10\text{kA}} = 816 \text{ kV}$ und b, d) $U_c = 293 \text{ kV}$, $U_r = 366 \text{ kV}$, $U_{10\text{kA}} = 797 \text{ kV}$.

5. Elektrothermische Modellierung von MO-Ableitern

5.1. Allgemeines zum Simulationsmodell

Zur Durchführung der Simulationen im Rahmen dieser Arbeit soll eine Simulationssoftware verwendet werden, die neben der obligatorischen Anforderung der Durchführbarkeit der angestrebten Untersuchungen folgende weitere Rahmenbedingungen erfüllt:

- **kommerziell erhältlich:** Eine Durchführung von Simulationen mit den hier vorgestellten Methoden und unter gleichen Randbedingungen soll für spätere Anwender möglichst einfach umsetzbar sein;
- **etablierter Nutzerkreis:** Es soll eine Software verwendet werden, bei der bereits eine große Nutzungserfahrung, insbesondere bei Herstellern und Anwendern von Überspannungsableitern, vorliegt.

Eine Software, welche die genannten Bedingungen erfüllt, ist – wie auch die Häufigkeit der Nennung in Kapitel 2.6 zeigt – COMSOL Multiphysics®. Neben dem Basispaket werden noch die Module „AC/DC Module“, „Heat Transfer Module“ und „LiveLink™ for MATLAB®“ verwendet. Das „Heat Transfer Module“ wird in erster Linie zur Berücksichtigung von Strahlung zwischen den Oberflächen im Luftspalt eines Ableiters benötigt. „LiveLink™ for MATLAB®“ wird u. a. zur schleifenbasierten wechselnden Ausführung des elektrischen und thermischen Löses genutzt und kann prinzipiell durch eine Implementierung mittels der bereits im Basispaket enthaltenen „COMSOL API for use with Java®“ ersetzt werden.

5.2. Geometrie und Modellparameter

Aufgrund der hohen Nichtlinearität der MO-Widerstände ist zur Erzielung von konvergierenden Lösern und einer hohen Lösungsgenauigkeit neben der Wahl von kleinen Zeitschrit-

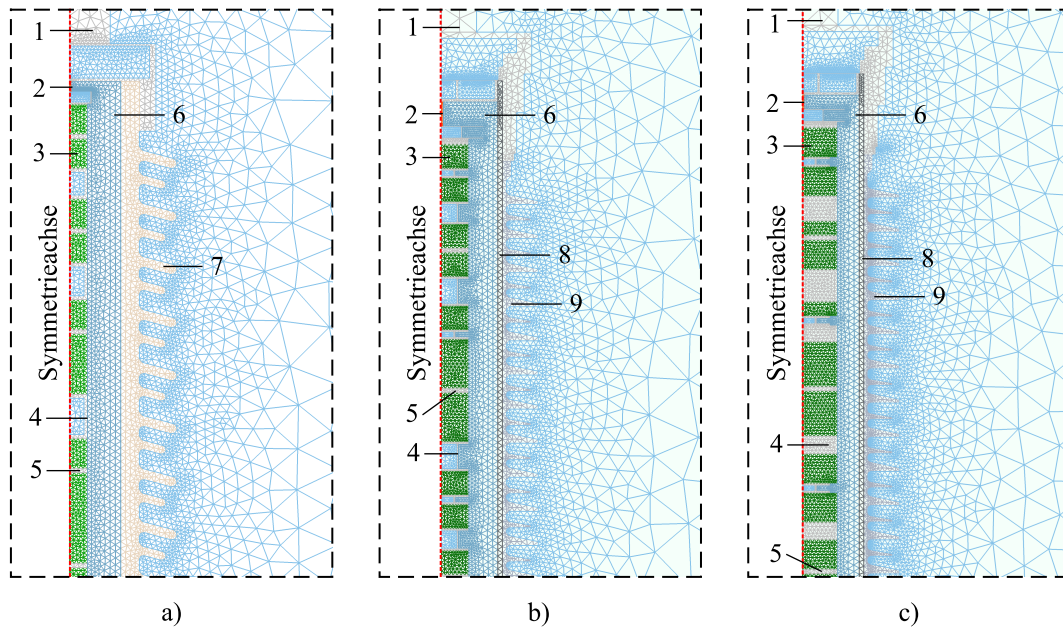


Abbildung 5.1.: Teilausschnitte ($h = 0,8 \text{ m}$, $b = 0,4 \text{ m}$) der erstellten Modellgeometrien inkl. Vernetzung, ohne Steuerringe. Zu sehen ist jeweils das oberste Bauglied von: a) Ableitertyp: 3EP2 (Porzellanbauweise), b) Ableitertyp: Siemens 3EQ4 (Rohrdesign), Aktivteil: Typ A, c) Ableitertyp: Siemens 3EQ4 (Rohrdesign), Aktivteil: Typ B.

1 – Hochspannungszuleitung, 2 – Zylindrische Nachbildung der Druckfeder, 3 – MO-Widerstand, 4 – Metallisches Füllstück, 5 – Aluminiumscheibe, 6 – Luftspalt, 7 – Porzellangehäuse, beschirmt, 8 – GFK-Rohr, 9 – Silikonschirme

ten ein im Bereich der Ableitergeometrie – insbesondere der stark nichtlinearen MO-Widerstände – hoch aufgelöstes Netz erforderlich. Zur Reduzierung der Modellgröße und damit der Rechenzeiten wird daher ein rotationssymmetrisches 2D-Modell verwendet. Nicht rotationssymmetrische Komponenten werden, je nach Bewertung ihres Einfluss auf die Potentialverteilung des Ableiters, entweder weggelassen (z. B. GFK-Stäbe, Halteplatten), mit vereinfachter Geometrie modelliert (u. a. Flanschgeometrie) oder durch kapazitive Ersatzkonfigurationen nachgebildet (s. Kapitel 5.7.1 und 5.7.2). In Abbildung 5.1 sind Teilausschnitte der vernetzten Ableitermodelle für die drei unterschiedlichen experimentell und simulativ untersuchten Gehäusekonfigurationen, beschrieben in Kapitel 4, abgebildet. Das gesamte Rechengebiet hat jeweils die Abmessungen $h = 24 \text{ m}$, $b = 8 \text{ m}$ und ist an seinen Begrenzungen auf Nullpotential ($\varphi = 0 \text{ V}$) gesetzt. Die gewählte Höhe entspricht dem realen Hallenwert, die gewählte Breite ergibt sich aus Untersuchungen, vorgestellt in Kapitel 5.7.2. Der tatsächliche Abstand des Ableiters zur geerdeten Hallenwand variiert im Bereich von 8 m bis 15 m und wird außerdem durch in der Halle befindliches Versuchsequipment, das entweder geerdet ist oder sich auf Teilpotential befindet, unterbrochen. Für

das automatisch erzeugte, aus einzelnen Dreiecken bestehende Netz werden als Ergebnis von Konvergenzuntersuchungen unterschiedliche maximale Elementgrößen zugelassen (s. Tabelle 5.1). Für die drei in Abbildung 5.1 gezeigten Modelle liegt die Anzahl der Elemente bei: a) 58000, b) 55000 und c) 72000.

Tabelle 5.1.: Maximale Elementgröße in unterschiedlichen Modellgebieten und in Abhängigkeit vom radialen Abstand r zur Symmetrieachse

Modellgebiet	Maximale Elementgröße
MO-Widerstände	6 mm
Luftspalt und Gehäuse	9 mm
Umgebender Luftraum ($r \leq 1$ m)	10 cm
Umgebender Luftraum ($r > 1$ m)	30 cm

5.3. Elektrische Modellierung

Das elektromagnetische Verhalten eines Systems ist durch die vier Maxwell-Gleichungen

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}, \quad (5.1)$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \quad (5.2)$$

$$\operatorname{div} \vec{D} = \rho, \quad (5.3)$$

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad (5.4)$$

und die Verknüpfungsgleichungen

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E}, \quad (5.5)$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E}, \quad (5.6)$$

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (5.7)$$

vollständig beschrieben. In Gl. (5.1 – 5.7) ist \vec{H} die magnetische Feldstärke, \vec{J} die resistive Stromdichte, \vec{D} die elektrische Flussdichte, \vec{E} die elektrische Feldstärke, \vec{B} die magnetische Flussdichte, ρ die elektrische Raumladungsdichte, ε die Permittivität, σ die elektrische Leitfähigkeit und μ die Permeabilität. Für den Fall der Simulation eines MO-Ableiters können je nach betrachtetem Arbeitspunkt und abhängig vom Anwendungsfall unterschiedliche vereinfachende Annahmen getroffen werden.

5.3.1. Elektrostatische Annahme

Um die *rein* kapazitive Potentialverteilung eines MO-Ableiters zu erhalten, kann eine stationäre Annahme getroffen werden. Die Zeitableitung in Gl. (5.2) verschwindet somit:

$$\text{rot } \vec{E} = 0. \quad (5.8)$$

Da das elektrostatische Feld wirbelfrei ist, lässt es sich über das Skalarpotential berechnen:

$$\vec{E} = -\text{grad } \varphi. \quad (5.9)$$

Mit den Gl. (5.3), (5.5), (5.8) und (5.9) kann die im Falle von elektrostatischen Problemstellungen zu lösende Potentialgleichung Gl. (5.10) bzw. für den Sonderfall einer konstanten Permittivität und bei gleichzeitiger Ladungsfreiheit ($\rho = 0$) die Laplace-Gleichung Gl. (5.11) abgeleitet werden.

$$\text{div } (\varepsilon \text{ grad } \varphi) = -\rho, \quad (5.10)$$

$$\text{div } (\varepsilon \text{ grad } \varphi) = 0. \quad (5.11)$$

Eine elektrostatische Annahme wird in dieser Arbeit bei allen Untersuchungen zur Berechnung des elektrischen Einflusses von nicht rotationssymmetrischen Komponenten und der dadurch notwendigen Herleitung von Ersatzkonfigurationen angewendet (s. Kapitel 5.7).

5.3.2. Elektro-quasistatische Annahme

Mit Ausnahme des Hochstrombereichs, der in den durchgeführten Simulationen nicht elektrisch berechnet wird, kann die magnetische im Vergleich zur elektrischen Energie vernachlässigt werden³⁵, so dass zur Berechnung des kapazitiv-resistiven Verhaltens eines MO-Ableiters eine elektro-quasistatische (EQS)-Näherung angenommen werden kann [Hau89]. Durch Anwendung des Divergenz-Operators auf Gl. (5.1) und unter Einbeziehung von Gl. (5.3) kann die Kontinuitätsgleichung

$$\text{div } \vec{J} = -\frac{\partial \rho}{\partial t}, \quad (5.12)$$

³⁵ Die Zulässigkeit dieser Annahme bei der Simulation von MO-Ableitern ergibt sich durch einen Vergleich der elektrischen und magnetischen Zeitkonstanten (vgl. u. a. [Spä14]).

sowie durch Divergenzbildung in Gl. (5.1) und unter Einbeziehung der Gl. (5.6) und (5.9) die EQS-Potentialgleichung hergeleitet werden:

$$\operatorname{div} \left(\frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon \operatorname{grad} \varphi) \right) = -\operatorname{div} (\sigma \operatorname{grad} \varphi) \quad (5.13)$$

Ist die mit einem EQS-Ansatz berechnete Potentialverteilung zu einem beliebigen Zeitpunkt t bekannt, so ergibt sich für einen beliebigen Punkt des Rechengebiets eine Gesamtstromdichte \vec{J}_{ges} , die sich aus einer resistiven Stromdichte \vec{J} und einer Verschiebungsstromdichte \vec{J}_v zusammensetzt:

$$\vec{J}_{\text{ges}} = \vec{J} + \vec{J}_v = \sigma \vec{E} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}. \quad (5.14)$$

In allen elektrothermisch gekoppelten Simulationen in Kapitel 7 wird eine EQS-Näherung angenommen.

5.3.3. Elektro-quasiharmonische Annahme

Unter dem Ausdruck *elektro-quasiharmonisch* werden in dieser Arbeit alle Ansätze aus der Literatur zusammengefasst (s. Kapitel 2.6), bei denen anstelle des in der Realität mit steigender Feldstärke zunehmend inharmonischen Stromes durch einen MO-Widerstand ein in allen Kennlinienbereichen harmonischer Strom angenommen wird. Der harmonische Strom wird dabei (z. B. durch Wahl einer effektiven Leitfähigkeit) so gewählt, dass bei gleicher Spannung und Temperatur die gleiche mittlere Verlustleistung unter Verwendung des harmonischen Stromes wie mit dem realen inharmonischen Strom resultiert.

Im Folgenden wird anhand eines Minimalbeispiels veranschaulicht, dass eine elektro-quasiharmonische Annahme nicht mehr geeignet ist, wenn Potentialschiefverteilung eine Rolle spielt.

In Folge der stark nichtlinearen Materialcharakteristik eines MO-Widerstandes wird ein mit einem EQS-Ansatz nach Gl. (5.14) berechneter Strom mit steigender Feldstärke einen zunehmend inhomogenen, von einer Sinusform abweichenden Verlauf annehmen. In Abbildung 5.2 a) ist exemplarisch für eine Spannung im Bereich der Referenzspannung des MO-Widerstandes der mit einer realistischen Leitfähigkeit simulierte Stromverlauf (durchgezogene rote Kurve) dargestellt. Dabei wurde vereinfacht angenommen, dass nur die elektrische Leitfähigkeit der MO-Widerstände einen feldabhängigen Wert σ_{real} aufweist, während die relative Permittivität konstant bei $\varepsilon_r = 700$ liegt. Gut zu erkennen ist der nichtlineare

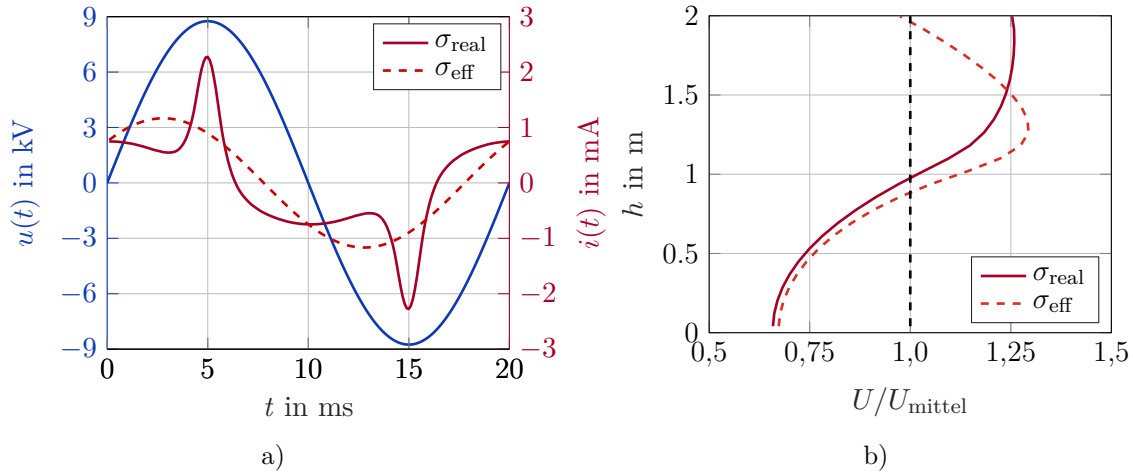


Abbildung 5.2.: Auswirkungen einer effektiven Leitfähigkeit σ_{eff} auf a) den Stromverlauf durch einen MO-Widerstand und b) auf die axiale Spannungsverteilung einer MO-Widerstandssäule mit einer Höhe $h = 2$ m, jeweils im Vergleich zur Nutzung der tatsächlichen Leitfähigkeit σ_{real} des MO-Widerstandes.

Stromanstieg in den resistiv dominierenden Bereichen vor und nach den Spannungsschwellen. Geht man hingegen anstatt von einer elektro-quasistatischen von einer elektro-quasiharmonischen Näherung (wie u. a. in [Fri11]) aus und ersetzt die Leitfähigkeit des MO-Widerstandes mit einer vom Scheitelwert der Spannung abhängigen effektiven Leitfähigkeit σ_{eff} , die über eine Periode der Spannung zu der gleichen mittleren Verlustleistung wie unter Annahme der realen Leitfähigkeit führt, so erhält man nach Fouriertransformation von Gleichung (5.14) den dann gültigen Ausdruck:

$$\vec{J}_{\text{ges}} = \sigma \vec{E} + j\omega \vec{D}. \quad (5.15)$$

Bei gleicher Spannung ergibt sich nun ein alternativer, harmonischer Stromverlauf (ebenfalls in Abbildung 5.2 a) dargestellt).

Zur Durchführung elektrothermisch gekoppelter Simulationen an kleinen Ableiterstrukturen ($h < 1$ m) mit einer (nahezu) homogenen Feldverteilung innerhalb der MO-Widerstände können beide Ansätze verwendet werden. Die elektro-quasiharmonische Lösung besitzt in diesem Fall den Vorteil kürzerer Berechnungszeiten. Mit zunehmender Länge des Aktivteils zeigen sich jedoch die Nachteile des harmonischen Ansatzes: Wird das Rechengbiet beispielsweise auf eine 2 m hohe MO-Widerstandssäule sowie einen umliegenden Luftraum (inkl. geerdetem Boden) erweitert und eine Simulation mit beiden Ansätzen durchgeführt, können, bei einer Anregungsspannung $U = U_c$, die in Abbildung 5.2 b) abgebildeten stark voneinander abweichenden axialen Spannungsverteilungen beobachtet werden. Im oberen

Bereich des Modellableiters wird der Stromverlauf bei einer EQS-Annahme infolge der resistiven Steuerwirkung der MO-Widerstände auf einen Maximalwert $U = 1,25 \cdot U_{\text{mittel}}$ begrenzt. Bei einer elektro-quasiharmonischen Annahme unter Verwendung einer effektiven Leitfähigkeit steigt der maximale Spannungsabfall zunächst bis auf einen Maximalwert oberhalb von $1,25 \cdot U_{\text{mittel}}$ an und fällt in der Nähe der Hochspannungselektrode am oberen Ende des Ableiters wieder ab. Es ist nun leicht ersichtlich, dass eine Simulation basierend auf einer elektro-quasiharmonischen Näherung, die zu falschen *effektiven* Impedanzen entlang der MO-Widerstandssäule führt, zur Berechnung von Spannungsverteilungen und daher allgemein für Ableitermodelle mit großer longitudinaler Ausdehnung nicht geeignet ist.

5.4. Thermische Modellierung

Die in diesem Abschnitt beschriebenen Erläuterungen zum Wärmetransport können in ausführlicher Form in der Grundlagenliteratur [VDI10; Lie11; Inc13] nachgelesen werden.

Bei den in dieser Arbeit untersuchten Ableitern handelt es sich um Bauweisen mit einem internen Luftspalt (s. Kapitel 4.2 und Kapitel 4.3), bei denen die Wärmeabgabe neben der im gesamten Rechengebiet zu berücksichtigenden Wärmeleitung außerdem, wie in Abbildung 5.3 a) dargestellt, über thermische Strahlung und freie Konvektion stattfindet. Im Unterschied zu einem realen Ableiterdesign müssen bei einem rotationssymmetrischen

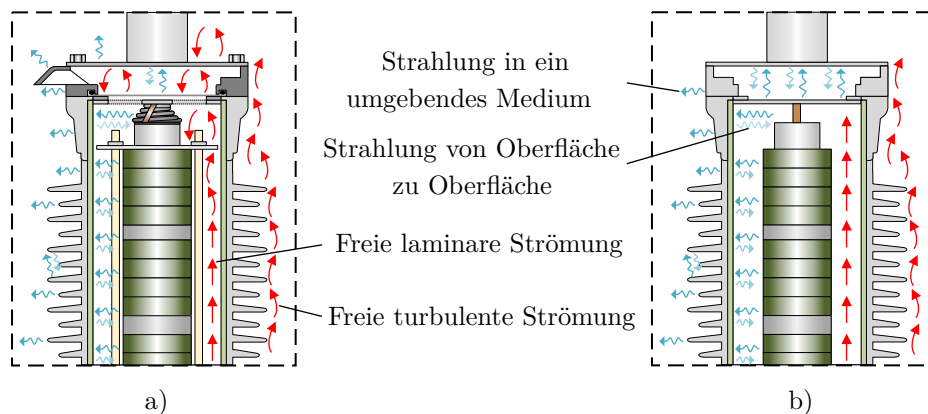


Abbildung 5.3.: Darstellung der radiativen und konvektiven Wärmeabgabeprozesse für a) ein reales Ableiterdesign und b) ein vereinfachtes rotationssymmetrisches Ableitermodell. Die Darstellung laminarer und turbulenter Strömung ist beispielhaft gewählt und hängt von der Geometrie und den Temperaturen der am konvektiven Prozess beteiligten Oberflächen ab. In allen Bereichen, in denen Strahlung auftritt, tritt auch Konvektion auf und umgekehrt.

2D-Modell einige Vereinfachungen hinsichtlich der Geometrie getroffen werden (s. Abbildung 5.3 b)). Zum einen kann die die MO-Widerstände einfassende mechanische Konstruktion bestehend aus GFK-Stäben und -Halteplatten, nicht nachgebildet werden. Zum anderen wird die an jedem Flansch befindliche einseitige Ausblasöffnung nicht modelliert und die Druckfeder durch einen zylindrischen Vollkörper ersetzt. Vor allem durch die Halteplatten kann es in der Realität zu einer Beeinflussung der konvektiven Wärmeströmung, z. B. der Ausbildung lokaler, turbulenter Strömungsgebiete kommen. Im Modell wird stattdessen laminare Strömung im gesamten Luftspalt angenommen. Weitere Vereinfachungen sind die Vernachlässigung konvektiver Wärmeübertragung auf der abschließenden horizontalen Platte am obersten Flansch sowie in eingeschlossenen Lufträumen – u. a. im Hohlraum innerhalb der Flansche.

5.4.1. Allgemeines Vorgehen

In Systemen mit einer Temperaturverteilung kommt es infolge von Temperaturunterschieden ΔT zwischen beliebigen Punkten des Systems, bzw. im Austausch mit der Umgebung, zu Wärmeübertragungsprozessen. Die Wärmeübertragung erfolgt in Feststoffen durch Wärmeleitung und – wie bereits oben beschrieben – in Fluiden zusätzlich durch Konvektion und thermische Strahlung. Ziel einer Berechnung der unterschiedlichen thermischen Prozesse ist es, die Energierate pro Zeiteinheit – kurz: Wärmeflussdichte – zu ermitteln, mit der über den jeweiligen Prozess Wärme zwischen zwei Punkten unterschiedlicher Temperatur transportiert wird. Durch Lösung der für die jeweiligen thermischen Prozesse relevanten Energiegleichungen kann dann das Temperaturfeld im gesamten Rechengebiet bestimmt werden.

5.4.2. Wärmeleitung in Feststoffen

Im Fall von Wärmeleitung lässt sich die Wärmeflussdichte mit dem Fourier-Gesetz beschreiben:

$$\dot{q}_z = -k \frac{dT}{dz}, \quad (5.16)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit k und dem Temperaturgradienten dT/dz in z -Richtung. Das zeitlich veränderliche Temperaturfeld lässt sich mit der transienten Wärmeleitungsglei-

chung (5.17) für ruhende, inkompressible Medien berechnen [Lie11].

$$\rho_m \frac{\partial(c_p T)}{\partial t} = \operatorname{div}(k \operatorname{grad} T) + \dot{q}_v. \quad (5.17)$$

Darin beschreiben der Term auf der linken Seite (mit der spezifischen Wärmekapazität bei konstantem Druck c_p) und der erste Term auf der rechten Seite die Energiebilanz des Systems, und \dot{q}_v gibt die Energiezufuhr durch eine Quelle – im Falle eines MO-Ableiters die Verlustleistung innerhalb der MO-Widerstände – an.

5.4.3. Konvektive Wärmeübertragung

Die in diesem Abschnitt aufgeführten empirischen Gleichungen zur Annäherung des konvektiven Wärmetransports innerhalb und außerhalb eines Ableitergehäuses mit internem Luftspalt (s. Porzellan- und Rohrdesign in Kapitel 2.1) wurden bereits mit guten Ergebnissen in [Spä16a] zur Durchführung elektrothermischer Simulationen eines 550-kV-Ableiters in Porzellanbauweise angewendet. Das dort beschriebene Vorgehen, die aus Validierungsmessungen im Labor bekannten stationären Ableitertemperaturen zur Herleitung zeitlich konstanter konvektiver Wärmeübertragungsparameter zu verwenden, wurde insofern weiterentwickelt, dass bei den in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen zu Beginn jeden thermischen Zeitschrittes eine Neuberechnung der konvektiven Wärmeübertragungsparameter erfolgt. Die zeitliche Entwicklung der konvektiven Wärmeübertragung wird somit nun berücksichtigt. Weiterhin ist diese adaptive Neuberechnung der Konvektion erforderlich, um Simulationen mit unbekannten Zieltemperaturen des Ableiters durchzuführen (z. B. wenn keine Validierungsmessungen aus dem Labor vorliegen).

In nicht ruhenden Medien (z. B. im Luftspalt zwischen Aktivteil und Gehäuse eines MO-Ableiters) findet nur ein kleiner Teil der Wärmeübertragung über Wärmeleitung statt, ein größerer Anteil der Wärme wird durch freie oder erzwungene Konvektion transportiert. In dieser Arbeit wird ausschließlich freie Konvektion behandelt. Darüber hinaus werden anwendungsspezifisch nur konvektive Strömungen hervorgerufen durch ungleichmäßige Temperaturverteilungen und nicht durch Konzentrationsgefälle behandelt. Da eine Strömungssimulation mittels *Computational fluid dynamics* (CFD)-Software zu rechenaufwändig ist, wird, wie bereits in [Spä14], eine Problemlösung mittels analytischer Gleichungen verfolgt.

Der an der Randfläche eines Feststoffes auftretende konvektive Wärmefluss erfolgt nach

folgender Gesetzmäßigkeit:

$$\dot{q}_c = h_c \Delta T, \quad (5.18)$$

mit dem Wärmeübertragungskoeffizienten h_c und der Temperaturdifferenz ΔT . Ziel einer jeden Untersuchung mit konvektiver Wärmeübertragung ist es, den Wärmeübertragungskoeffizienten h_c zu bestimmen. Der zur Berechnung notwendige erste Schritt ist die Ermittlung der dimensionslosen Kennzahlen (vgl. [VDI10]):

$$Gr = \frac{\beta \Delta T g L^3}{\nu^2}, \quad (5.19)$$

$$Pr = \frac{\nu}{\kappa}, \quad (5.20)$$

$$Nu = f(Gr, Pr). \quad (5.21)$$

Dabei ist die Grashof-Zahl Gr ein Maß für das Verhältnis zwischen den an einem Strömungsprozess beteiligten Auftriebs- und Viskositätskräften, und die Prandtl-Zahl Pr gibt das Verhältnis der kinematischen zur thermischen Viskosität an [Inc13]. Beide Kennzahlen sind wichtige Parameter zur Beschreibung der Strömungseigenschaften eines Fluids. Die weiteren Parameter sind der isobare Wärmeausdehnungskoeffizient β , die Erdbeschleunigung g , die kinematische Viskosität ν und die Temperaturleitfähigkeit κ . Zusammen mit der Geometrie der angeströmten Randfläche und mithilfe in der Literatur zu findender empirischer Gleichungen kann mit der Grashof- und der Prandtl-Zahl der dimensionslose Wärmeübertragungskoeffizient, die Nusselt-Zahl³⁶, ermittelt werden³⁷. Eine allgemeine Definition der Nusselt-Zahl lautet:

$$Nu = \frac{h_c L}{k}, \quad (5.22)$$

mit der geometrieabhängigen charakteristischen Länge L , der Wärmeleitfähigkeit k des Fluids und dem Wärmeübertragungskoeffizienten h_c . Wurde die Nusselt-Zahl mithilfe einer empirischen Gleichung bestimmt, kann mit Gl. (5.22) der Wärmeübertragungskoeffizient berechnet werden. Eine weitere dimensionslose Kennzahl, die oftmals anstelle der Grashof-Zahl als funktionale Abhängigkeit in Gl. (5.21) genannt wird, ist die Rayleigh-Zahl ($Ra = GrPr$). Ihr Wert gibt Aufschluss darüber, ob die Wärmeübertragung primär durch Wärmeleitung, laminare oder turbulente Konvektion gegeben ist. Sie ist daher maßgeblich für die Auswahl der richtigen empirischen Gleichungen.

³⁶ In dieser Arbeit wird ausschließlich mit *mittleren* Nusselt-Zahlen gerechnet. Für eine Definition und Anwendung *lokaler* Nusselt-Zahlen sei auf [Inc13] verwiesen.

³⁷ Zur Ermittlung der Grashof-Zahl werden ideale Gaseigenschaften angenommen. In diesem Fall gilt für den isobaren Wärmeausdehnungskoeffizienten $\beta = 1/T$, wobei für T die Referenztemperatur T_* – wie auf Seite 51 beschrieben – eingesetzt wird.

Für die Anwendbarkeit der empirischen Gleichungen müssen einige Bedingungen erfüllt sein (vgl. [VDI10]):

1. temperaturunabhängige Stoffeigenschaften (k , ν , ρ , c_p) des Fluides,
2. stationäre Strömungsannahme,
3. homogene Oberflächentemperatur.

Die erste Forderung, d. h. die nach temperaturunabhängigen Stoffeigenschaften, ist im Fall von für Ableiter relevante Gase (z. B. Luft, Stickstoff, Schwefelhexafluorid) nicht erfüllt. Eine Anwendung der empirischen Gleichungen ist dennoch möglich, wenn die Temperaturabhängigkeit der Stoffeigenschaften wie folgt angenähert wird: Für den Fall externer Konvektion wird die gemittelte Temperatur der bei konvektiven Prozessen immer vorhandenen Temperatur-Grenzschicht³⁸, bzw. bei innerer Konvektion die gemittelte Temperatur der gegenüberliegenden Oberflächen zur Bestimmung der Materialeigenschaften herangezogen [Lie11; Inc13]:

$$T_* = \frac{T_w + T_\infty}{2}, \quad (5.23)$$

$$T_* = \frac{T_1 + T_2}{2}. \quad (5.24)$$

In [VDI10] wird zusätzlich die Bedingung $\Delta T \ll T_*$ als Kriterium für die Annahme temperaturunabhängiger Stoffeigenschaften definiert. Ist diese Bedingung erfüllt, wird als Referenztemperatur T_* eine der Temperaturen T_1 , T_2 oder T_∞ angenommen, ansonsten sollte mit einer Referenztemperatur nach Gl. (5.23) bzw. Gl. (5.24) gerechnet werden. In dieser Arbeit wird aufgrund von Untersuchungen, bei denen sich die relevanten Temperaturen in verschiedenen Bereichen bewegen, immer mit den gemittelten Werten gerechnet. Dies ist auch darin begründet, dass eine klare Definition, ab wann eine Temperaturdifferenz als viel kleiner als die Referenztemperatur anzusehen ist, nicht gegeben ist. Für sehr kleine Temperaturdifferenzen, wie sie für den Fall innerer Konvektion vor allem bei Ableitern mit einem hohen Grad der Steuerung und außerdem für den Fall äußerer Konvektion bei Berechnung der stationären Temperaturverteilungen vorkommen können, kann es dabei zu einer Unterschätzung der konvektiven Wärmeübertragungsparameter im Bereich von 2 % kommen³⁹.

³⁸ Die Temperatur-Grenzschicht bezeichnet den Bereich direkt vor der Oberfläche, in dem die Temperatur von der Temperatur der freien Strömung T_∞ abweicht.

³⁹ Die Fehlerabschätzung beruht auf einem Vergleich der ermittelten Wärmeübergangsparameter mit unterschiedlichen Annahmen für die Referenztemperatur und mit den hier untersuchten Ableitermodellen.

Die zweite Forderung, d. h. die nach einer stationären Strömung, ist erst erfüllt, wenn die Temperaturverteilung eines MO-Ableiters einen stationären Zustand erreicht hat. Da die Simulationsmodelle in dieser Arbeit jedoch so konfiguriert werden, dass eine adaptive Neuberechnung der konvektiven Wärmeübertragungsparameter erfolgt, sobald signifikante Änderungen der Ableitertemperaturen (je nach Untersuchung: $\Delta T_{\max} = 1 \text{ K}$ bis 5 K) auftreten, kann das Strömungsfeld ebenfalls als näherungsweise stationär angesehen werden.

Die Bedingung einer homogenen Oberflächentemperatur kann bei den in MO-Ableitern vorzufindenden Temperaturverteilungen nicht erfüllt werden. Ersatzweise wird eine über die Mantelfläche des Aktivteils gemittelte Oberflächentemperatur zur Berechnung der konvektiven Gleichungen herangezogen.

Äußere Konvektion

Um die konvektive Wärmeabgabe an den vertikalen Gehäuseaußenflächen der modellierten MO-Ableiter zu berücksichtigen, wird auf eine empirische Gleichung nach Churchill und Chu (vgl. [Chu75]) zurückgegriffen⁴⁰:

$$Nu_{\text{Platte}} = \left\{ 0,825 + \frac{0,387 Ra^{1/6}}{\left[1 + (0,492/Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2. \quad (5.25)$$

Die Gleichung definiert die Strömungsverhältnisse entlang einer vertikalen Platte für laminare und turbulente Strömungen sowie für den Übergangsbereich zwischen beiden Strömungsformen. Als charakteristische Länge (L in Gl. (5.22)) ist in diesem Fall die Höhe der Platte definiert. Solange die Ausdehnung der thermischen Grenzschicht im Verhältnis zum Durchmesser vernachlässigbar ist, d. h. Gl. (5.26) (vgl. [Jij09; Inc13]) erfüllt ist, ist die erforderliche Bedingung zur Anwendbarkeit auf zylindrische Körper ebenfalls gegeben. Diese Bedingung wurde für alle hier untersuchten Ableitermodelle überprüft und kann über den gesamten betrachteten Temperaturbereich als erfüllt angesehen werden.

$$\frac{D}{H} \geq \frac{35}{Gr^{1/4}}, \quad (5.26)$$

mit dem Zylinderdurchmesser D und der Zylinderhöhe H .

⁴⁰ Die empirische Gleichung wird in vielen Literaturquellen zu konvektiver Wärmeübertragung zitiert, u. a. auch in [Jij09; VDI10; Inc13], und kann daher als etabliert angesehen werden.

Für jede Flanschoberfläche und jede Porzellan- bzw. Silikonoberfläche der einzelnen Ableiterbauglieder wird jeweils ein eigener Wärmeübergangskoeffizient berechnet. Damit wird der Tatsache Rechnung getragen, dass die Flansche überwiegend durch axiale Wärmeleitung ausgehend von den Aktivteilen aufgewärmt werden, während eine Erwärmung der isolierenden Gehäuseoberflächen in erster Linie durch Konvektion und thermische Strahlung über den Luftspalt zwischen Aktivteil und Gehäuseinnenseite erfolgt. An den Übergängen vom Isolierstoff zum Flansch kann es infolge dessen zu einer sprunghaften Erhöhung der Temperatur kommen. Weiterhin wird durch die abschnittsweise Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten eine bessere Nachbildung der lokalen Temperaturverhältnisse erreicht.

Die isolierenden Gehäuseoberflächen werden, um der Realität entsprechende Wärmeabgabeflächen zu erhalten, inklusive Schirme modelliert (s. auch Abbildung 5.1). Da für eine vertikale, beschirmte Oberfläche bisher keine *etablierte* empirische Gleichung⁴¹ existiert, wird dennoch mit Gl. (5.25) gerechnet, wobei als anzunehmende Oberflächentemperatur die über die Schirmaußenkanten der großen Schirme gemittelte Temperatur verwendet wird. Dieses Vorgehen wurde bereits in [Hin90] angewendet und damit begründet, dass die Temperatur an den Außenkanten maßgeblich für die Ausbildung der Konvektion ist, die Räume zwischen den Schirmen jedoch durch turbulente Strömungen in die konvektive Wärmeabgabe mit einbezogen werden. Dort wurde außerdem eine experimentelle Überprüfung der Annahme durchgeführt.

Für den Bereich laminarer Strömungen ($Ra < 10^9$) existieren in der Literatur (vgl. [Jij09; Lie11; Inc13]) gesonderte empirische Gleichungen, welche die Strömungsverhältnisse in diesem Bereich genauer – mit kleineren Wärmeübertragungskoeffizienten – definieren als Gl. (5.25). Da die Anwendung der empirischen Gleichung für eine vertikale Platte, wie im vorherigen Absatz beschrieben, auf der Annahme basiert, dass die realen Strömungsverhältnisse früher zur Ausbildung turbulenter Strömungen führen, wird auf eine gesonderte Verwendung laminarer Gleichungen verzichtet. Es sei jedoch erwähnt, dass für die untersuchten Ableitergeometrien bis zu einer Gehäuseoberflächentemperatur von circa 30 °C mit zumindest teilweise laminaren Strömungen zu rechnen ist. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die Anwendung von Gl. (5.25) erst bei Oberflächentemperaturen oberhalb dieses Temperaturwertes eine hohe Genauigkeit liefert.

⁴¹ In [Sen17] wurde für den Fall eines dünnen Isolatorstrunkes mit aufgezogenen Schirmen, jeweils für laminare und turbulente Strömungsverhältnisse, eine aus Simulationsrechnungen resultierende gefittete Gleichung abgeleitet. Eine Überprüfung der Anwendbarkeit der dort ermittelten Gleichungen auf die Ableitermodelle dieser Arbeit ergab um einen Faktor von bis zu 3 reduzierte Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich zu den Werten, die aus einer Anwendung von Gl. (5.25) resultieren. Tatsächlich muss jedoch davon ausgegangen werden, dass durch die begünstigte Ausbildung turbulenter Strömungen die konvektive Wärmeabgabe einer geschirmten Struktur höher ist als bei einer glatten Oberfläche.

Innere Konvektion

Zur Beschreibung der Konvektion im Luftspalt zwischen Aktivteil und der Innenseite des Gehäuses wird mit Gl. (5.27) eine Gleichung zur Beschreibung von innen nach außen gerichteter Wärmeströmungen in einem vertikalen Ringspalt verwendet (nach [VDI10]). Als charakteristische Länge ist in diesem Fall die Ringspaltbreite anzusetzen. Durch Neuberechnung von Gl. (5.28) und Auswahl der variablen Größen (C_1 , C_2 , n_1 und n_2) nach den Kriterien in Tabelle 5.2 wird eine adaptive Anpassung von Gl. (5.27) während einer laufenden Simulationsrechnung durchgeführt.

$$Nu = \frac{C_1 Ra (h/L)^2}{C_2 (h/r_a)^4 (r_i/h) + [Ra (h/L)^3]^{n_1} (r_i/h)^{n_2}}, \quad (5.27)$$

$$N = \frac{h}{r_i} \left[Ra \left(\frac{h}{L} \right)^3 \right]^{-1/4}. \quad (5.28)$$

Da ein Wärmeübergangskoeffizient h_c nur an den Außengrenzen des Rechengebietes als Randbedingung definiert werden kann, wird stattdessen eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit nach Gl. (5.29) ermittelt (vgl. [VDI10]). Der ermittelte Wert kombiniert die durch Leitung und Konvektion übertragene Wärme in einem Wärmeleitwert. Das Temperaturfeld im Luftspalt kann dann mit der Wärmeleitungsgleichung nach Gl. (5.17) berechnet werden, wobei aufgrund der Quellenfreiheit $\dot{q}_v = 0$ zu setzen ist.

$$k_{cc} = kNu. \quad (5.29)$$

Tabelle 5.2.: Auswahl der Faktoren C_1 und C_2 sowie der Exponenten n_1 und n_2 in Abhängigkeit der Größe N nach Gl. (5.27). Die abgebildete Tabelle entspricht formal und inhaltlich der Darstellung in [VDI10].

	C_1	C_2	n_1	n_2
$N < 0,2$	0,48	854	0,75	0
$0,2 < N < 1,48$	0,93	1646	0,84	0,36
$1,48 < N$	0,49	862	0,95	0,8

5.4.4. Thermische Strahlung

Neben Konvektion findet Wärmeübertragung an den Außenflächen und im Luftspalt eines MO-Ableiters auch über thermische Strahlung statt. Während eines Aufwärmprozesses

dominiert zunächst der Anteil an Wärme, der durch Konvektion übertragen wird. Mit wachsenden Temperaturdifferenzen wächst jedoch der Anteil der Strahlungsübertragung an, bis hin zu einem Zustand, bei dem der Großteil der Wärme über Strahlung übertragen wird⁴².

Strahlung in ein umgebendes Medium

Der radiative Wärmefluss von der außenliegenden Oberfläche eines Objektes in die angrenzende, unendlich ausgedehnte Umgebung – im einfachsten Fall Luft – kann durch folgende Beziehung ausgedrückt werden:

$$\dot{q}_r = \varepsilon_{\text{rad}} \sigma_B (T^4 - T_{\text{amb}}^4), \quad (5.30)$$

mit dem Emissionsgrad der Oberfläche ε_{rad} , der Stefan-Boltzmann-Konstante σ_B , der Oberflächentemperatur T und der Umgebungstemperatur T_{amb} . Die Gültigkeit der Gleichung beschränkt sich auf Oberflächen, deren thermische Strahlung in alle Richtungen, ohne andere Objekte zu passieren, abgestrahlt wird. Dies ist in guter Näherung der Fall, wenn die radiative Wärmeabgabe eines Ableiterflansches gegen die umgebende Luft berechnet wird. Für die beschirmten Gehäuse müssen, aufgrund des Strahlungsaustausches zwischen den einzelnen Schirmen, bereits erweiterte Strahlungsbedingungen für teilgeschlossene Systeme berücksichtigt werden (s. nächster Absatz).

Strahlung in teilgeschlossenen Systemen

Ein anderer Fall liegt vor, wenn die abgestrahlte Wärme in bestimmten Abstrahlwinkeln auf andere Objekte trifft und dort reflektiert, absorbiert, bzw. im hier nicht betrachteten Fall teiltransparenter Medien, in Teilen durchgelassen wird. Der radiative Wärmefluss kann dann ausgehend von einem beliebigen Oberflächenpunkt aus der Differenz, gebildet aus ausgehender Strahlung J_r und einfallender Strahlung G_r ermittelt werden:

$$\dot{q}_r = J_r - G_r. \quad (5.31)$$

⁴² Entscheidend für den Wechsel zwischen einer dominierend konvektiven und einer dominierend radiativen Wärmeübertragung ist die Tatsache, dass Konvektion wie auch Wärmeleitung linear mit den Temperaturdifferenzen anwachsen, während für thermische Strahlung eine Abhängigkeit von den Differenzen der um die vierte Potenz erhöhten Temperaturen gilt.

Die ausgehende Strahlung setzt sich dabei zusammen aus einem Anteil der Strahlung, der von der Oberfläche emittiert, und einem Anteil, der reflektiert wird:

$$J_r = \varepsilon_{\text{rad}} \sigma_B T^4 + (1 - \alpha_{\text{rad}}) G_r. \quad (5.32)$$

Für einen *diffusen, grauen* Strahler kann mit den Gl. (5.31) und (5.32) folgende Beziehung hergeleitet werden:

$$\dot{q}_r = \varepsilon_{\text{rad}} \left(\sigma_B T^4 - G_r \right). \quad (5.33)$$

Die Berechnung der darin enthaltenen einfallenden Strahlung G_r basiert auf der Auswertung geometrischer Größen – sogenannter Sichtfaktoren. In der Grundlagenliteratur erfolgt die Angabe eines Sichtfaktors meistens mit dem Ziel, eine Größe zu definieren, die angibt, welcher Anteil der von einem isothermischen Körper ausgehenden Strahlung als einfallende Strahlung einen anderen in Sicht befindlichen, ebenfalls isothermischen Körper erreicht (vgl. [VDI10; Lie11; Inc13]). Abweichend von dieser globalen Betrachtung wird in COMSOL Multiphysics® für alle zueinander in Sicht befindlichen Randflächenpunkte ein separater *differentieller* Sichtfaktor ermittelt sowie ein *globaler* Umgebungssichtfaktor (vgl. [COM17]). In Abbildung 5.4 ist das Vorgehen exemplarisch für einen Punkt P , der sich in Sicht zu Randpunkten P' entlang der akkumulierten Oberflächen S' und zur Umgebung S_{amb} befindet, dargestellt. Zunächst wird die Oberflächenbestrahlung ausgehend von in Sicht befindlichen Oberflächen durch Lösung des integralen Ausdruckes in Gl. (5.34) entlang der Oberfläche S' berechnet. Die in S' zusammengefassten Randflächen können dabei auf der gleichen Oberfläche oder auf einer anderen Oberfläche wie der Punkt P liegen. In jedem Punkt P' wird eine lokal vorliegende Oberflächenstrahlung J' berücksichtigt. Der Umgebungssichtfaktor F_{amb} berechnet sich für 3D-Modelle mit Gl. (5.35) und die Umgebungsstrahlung G_{amb} mit Gl. (5.36) (vgl. [COM17]). Die insgesamt im Punkt P einfallende Strahlung ist die Summe der zuvor berechneten Strahlungsanteile $G_r = G_m + G_{\text{amb}}$. Für den Sonderfall, dass sich keine Oberflächen in Sicht zum Punkt P befinden ($F_{\text{amb}} = 1$), entspricht Gl. (5.33) dem Ausdruck in Gl. (5.30) für Strahlung in ein umgebendes Medium.

$$G_m = \int_{S'} \frac{(-\vec{n}' \vec{r}) (\vec{n} \vec{r})}{\pi |\vec{r}|^4} J' ds, \quad (5.34)$$

$$F_{\text{amb}} = 1 - \int_{S'} \frac{(-\vec{n}' \vec{r}) (\vec{n} \vec{r})}{\pi |\vec{r}|^4} ds, \quad (5.35)$$

$$G_{\text{amb}} = F_{\text{amb}} \sigma_B T_{\text{amb}}^4. \quad (5.36)$$

In dieser Arbeit werden thermische Berechnungen ausschließlich für rotationssymmetrische

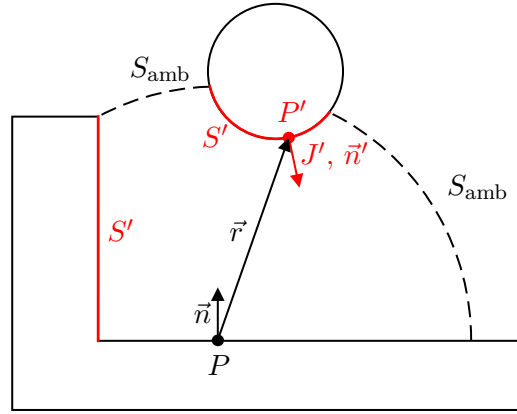


Abbildung 5.4.: Schematische Darstellung der Sichtfaktorberechnung unter Verwendung des *Heat Transfer Modules* in COMSOL Multiphysics®

2D-Ableitermodelle durchgeführt. In diesem Fall gelten lediglich die einfacheren Integrale in Gl. (5.37 – 5.38). Das rotationssymmetrische 2D-Modell wird dabei Software intern zunächst in ein virtuelles 2D-Modell überführt. S' ist in diesem Fall die Randfläche der 2D-Geometrie. (vgl. [COM17])

$$G_m = \int_{S'} \frac{(-\vec{n}' \vec{r}) (\vec{n} \vec{r})}{2|\vec{r}|^3} J' ds, \quad (5.37)$$

$$F_{\text{amb}} = 1 - \int_{S'} \frac{(-\vec{n}' \vec{r}) (\vec{n} \vec{r})}{2|\vec{r}|^3} ds. \quad (5.38)$$

In einem System, in dem alle Wärmeübertragungsmechanismen (Leitung, Konvektion und Strahlung) auftreten, wie es für Ableitermodelle der Fall ist, können die Wärmeflussdichten (\dot{q}_{cc} : Leitung und Konvektion und \dot{q}_{r} : thermische Strahlung) mit den Gl. (5.16), (5.33) und unter Einbeziehung von Gl. (5.29) sowie das Temperaturfeld mit Gl. (5.39) berechnet werden.

$$\rho_m \frac{\partial(c_p T)}{\partial t} = -\text{div}(\dot{q}_{\text{cc}} + \dot{q}_{\text{r}}) + \dot{q}_v. \quad (5.39)$$

5.5. Elektrothermische Kopplung

Der nachfolgend beschriebene Ansatz, um die elektrische und thermische Problemstellung bei der Simulation von MO-Ableitern zu koppeln wurde in [Spä15a] entwickelt.

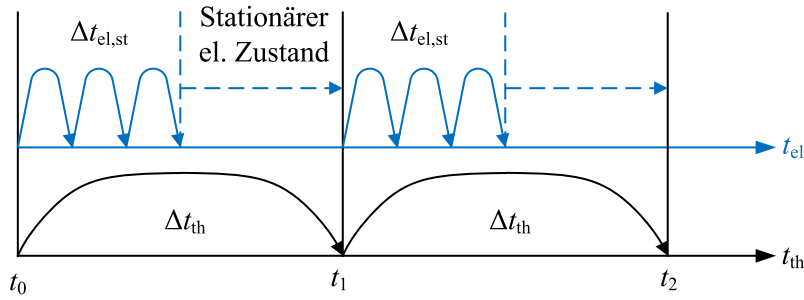


Abbildung 5.5.: Schematische Darstellung der elektrothermischen Kopplung mittels Multiraten-Zeitintegration. Die Darstellung ist nachgezeichnet nach [Spä15a].

Die elektrischen Zeitkonstanten $\tau_{el} = \varepsilon/\sigma$ eines MO-Ableiters bei Betrieb an Wechselspannung liegen im Bereich von Mikrosekunden. Dem gegenüber stehen thermische Zeitkonstanten τ_{th} in der Größenordnung von Sekunden bis Minuten. Da ein voll gekoppelter elektrothermischer Ansatz mit der kleineren elektrischen Zeitkonstante durchgeführt werden müsste, ergeben sich bei Problemstellungen, die sich in Echtzeit im Zeitraum von einigen Stunden abspielen, bereits bei rotationssymmetrischen 2D-Geometrien ungeeignet hohe Simulationszeiten von einigen Wochen, Monaten oder sogar Jahren. Dieses Problem erkannte bereits Hinrichsen in [Hin90], weshalb er in seinem Netzwerkmodell zur Berechnung des elektrothermischen Verhaltens von MO-Ableitern eine Lösung des elektrischen und des thermischen Problems in separaten Teilprogrammen durchführt. Die Kopplung der Teilprogramme erfolgt dabei nach Abschluss eines Berechnungsschrittes über den Austausch der Temperatur- bzw. Verlustleistungsverteilung. In [Spä15a] wird mit der Multiraten-Zeitintegration ein ähnlicher Ansatz verfolgt, mit dem eine Reduzierung der für eine Feldsimulation erforderlichen Simulationszeiten je nach Modellgröße, Problemstellung und Simulationssoftware in den Bereich von wenigen Tagen bis herab zu wenigen Stunden erreicht werden kann. Das Vorgehen wird im Folgenden anhand des schematischen Ablaufs in Abbildung 5.5 erläutert.

Zu Beginn einer Simulation wird zunächst das elektrische Problem mit einem elektrischen Zeitschritt $\Delta t_{el} \leq 50 \mu s$ bis zum Erreichen eines stationären elektrischen Zustandes nach dem Zeitintervall $\Delta t_{el,st}$ – wenige 50-Hz-Perioden T_{50} ($\Delta t_{el,st} = n_1 T_{50}$, $n_1 \in \mathbb{N}^*$) – gelöst⁴³. Die mittlere Verlustleistungsdichte der letzten Periode wird dann innerhalb der MO-Widerstände nach Gl. (5.40) berechnet⁴⁴ und als Wärmequelle dem thermischen

⁴³ I. d. R. ist ein stationärer Zustand bereits nach zwei Perioden erreicht.

⁴⁴ In COMSOL Multiphysics® erfolgt eine Berechnung der Verlustleistungsdichte parallel zur Lösung des elektrischen Problems mithilfe des *Domain ODEs and DAEs Interfaces*. Hierzu wird der Integrand in Gl. (5.40) mit einer Stufenfunktion multipliziert, die zum Zeitpunkt $\Delta t_{el,st} - T_{50}$ von 0 auf 1 wechselt.

Löser übergeben.

$$\dot{q}_v \equiv p_{\text{avg}} = \frac{1}{T_{50}} \int_{T_{50}} \sigma |\vec{E}|^2 dt. \quad (5.40)$$

Das thermische Problem wird anschließend für einen thermischen Zeitschritt Δt_{th} berechnet, in dem das elektrische Feld – und damit die mittlere Verlustleistungsdichte – als konstant angesehen werden kann. Dabei wird in dieser Arbeit abweichend zum Vorgehen in [Spä15a], wo mit einem über die gesamte Simulationszeit festen thermischen Zeitschritt Δt_{th} gerechnet wird, das thermische Problem solange gelöst, bis eine voreingestellte Änderung der mittleren Ableitertemperatur (z. B. $\Delta T \leq 5 \text{ K}$) überschritten wird.

Das Temperaturfeld, als Lösung des thermischen Problems, wird in einem nächsten Schritt dem elektrischen Löser übergeben und ein aktualisierter stationärer elektrischer Zustand berechnet. Die beiden Teilprobleme werden anschließend, unter Austausch der Verlustleistungsdichte innerhalb der MO-Widerstände und des Temperaturfeldes des gesamten Rechengebietes, solange im Wechsel gelöst, bis entweder eine zuvor definierte Zeit oder eine festgelegte mittlere Ableitertemperatur erreicht wurde. Ersteres trifft auf die Berechnung eines elektrothermisch stationären Zustandes zu (s. Kapitel 7.1), letzteres auf die Berechnung stabiler oder instabiler Temperaturverläufe nach einem Energieeintrag (s. Kapitel 7.2 bis 7.4).

Durch die in dieser Arbeit eingeführte adaptive Anpassung des thermischen Zeitschrittes Δt_{th} kann eine stationäre Temperaturverteilung der untersuchten Ableitermodelle innerhalb weniger Stunden berechnet werden. Dies bedeutet eine Reduktion der mit COMSOL Multiphysics® erreichten Simulationszeiten im Vergleich zu einem Ansatz mit festem Zeitschritt ($\Delta t_{\text{th}} = 100 \text{ s}$) um einen Faktor im Bereich von 10 bis 50. Die Berechnungszeit liegt dabei sogar unterhalb der Zeiten, die in Echtzeit benötigt werden, um einen stationären Zustand im Labor zu erreichen.

5.6. Validierung des elektrischen Modells mit dem Normmodell

In diesem Kapitel wird zur Validierung des elektrischen Modells ein Vergleich mit der in [IEC 60099-4], Annex F empfohlenen Prozedur zur Bestimmung der axialen Spannungsverteilung eines MO-Ableitern durchgeführt. Hierzu wird der in Abbildung 5.6 dargestellte IEC-Ableiter in COMSOL Multiphysics® modelliert und mit unterschiedlichen Steuerringnachbildungen sowie Modellphysiken simuliert. Von den abgebildeten Fallunterscheidungen sind nur die Fälle „Case A – C“ für die hier durchgeführten rotationssymmetrischen 2D-Simulationen relevant, die Fälle „Case D – G“ repräsentieren 3D-Szenarien.

Für die ersten beiden Simulationsdurchläufe wird ausschließlich das kapazitive Verhalten des Modellableiters, entweder mit einem Steuerring („Case A“) oder mit zwei Steuerringen („Case B“) berücksichtigt. Im dritten Durchlauf wird für den Modellableiter mit zwei Steuerringen („Case C“) das kapazitiv-resistive Verhalten untersucht. Die Permittivität aller Materialien ist konstant angesetzt, die resistive Charakteristik der MO-Widerstände entspricht den Referenzdaten⁴⁵ in [IEC 60099-4], Figure F.4. Für nähere Informationen zur Anregungsspannung (Dauerspannung U_c) und den Materialeigenschaften sei auf die Originalquelle verwiesen. Die Ergebnisse der Vergleichsuntersuchungen sind zusammen mit den Referenzdaten aus [IEC 60099-4], Table F.1 in Tabelle 5.3 aufgeführt. Verglichen wird der Maximalwert der axialen Spannungsbelastung pro Bauglied, ausgedrückt als prozentualer Anteil von U_c pro Meter Länge der MO-Säule:

$$u' = \frac{E_z}{U_c} \cdot 100\%, \quad (5.41)$$

mit der axialen Feldstärke E_z . Das Verhältnis der höchsten Spannungsbelastung u'_{\max} aller Bauglieder geteilt durch die mittlere Spannungsbelastung, $u'_{\text{mean}} = 34,7\%/m$, ist in der letzten Tabellenspalte angegeben. Laut [IEC 60099-4] muss bei Durchführung der Simulationen mit unterschiedlicher Berechnungssoftware mit Abweichungen im Bereich von 1 % bis 2 % gerechnet werden. Die hier erzielten Ergebnisse liegen mit einer maximalen Abweichung von 1 % zu den Referenzwerten innerhalb der angegebenen Fehlertoleranz. Das in dieser Arbeit verwendete elektrische Modell kann daher nach den Anforderungen der Ableiternorm als validiert angesehen werden.

Tabelle 5.3.: Vergleich der Ergebnisse aus einer rotationssymmetrischen 2D-Simulation, durchgeführt mit einer Modellgeometrie nach Abbildung 5.6 mit Referenzwerten aus [IEC 60099-4].

	Modellphysik	Case	u'_{\max} in %/m			$u'_{\max}/u'_{\text{mean}}$ in p. u.
			Oberes Bauglied	Mittleres Bauglied	Unteres Bauglied	
IEC	kapazitiv	A	50	39	26	1,44
	kapazitiv	B	44	40	27	1,27
	kapazitiv-resistiv	C	41	39	29	1,18
Eigene	kapazitiv	A	50	39	27	1,44
	kapazitiv	B	44	40	28	1,26
	kapazitiv-resistiv	C	42	40	28	1,21

⁴⁵ Die Daten wurden abgelesen und im Modell als Interpolationskurven hinterlegt.

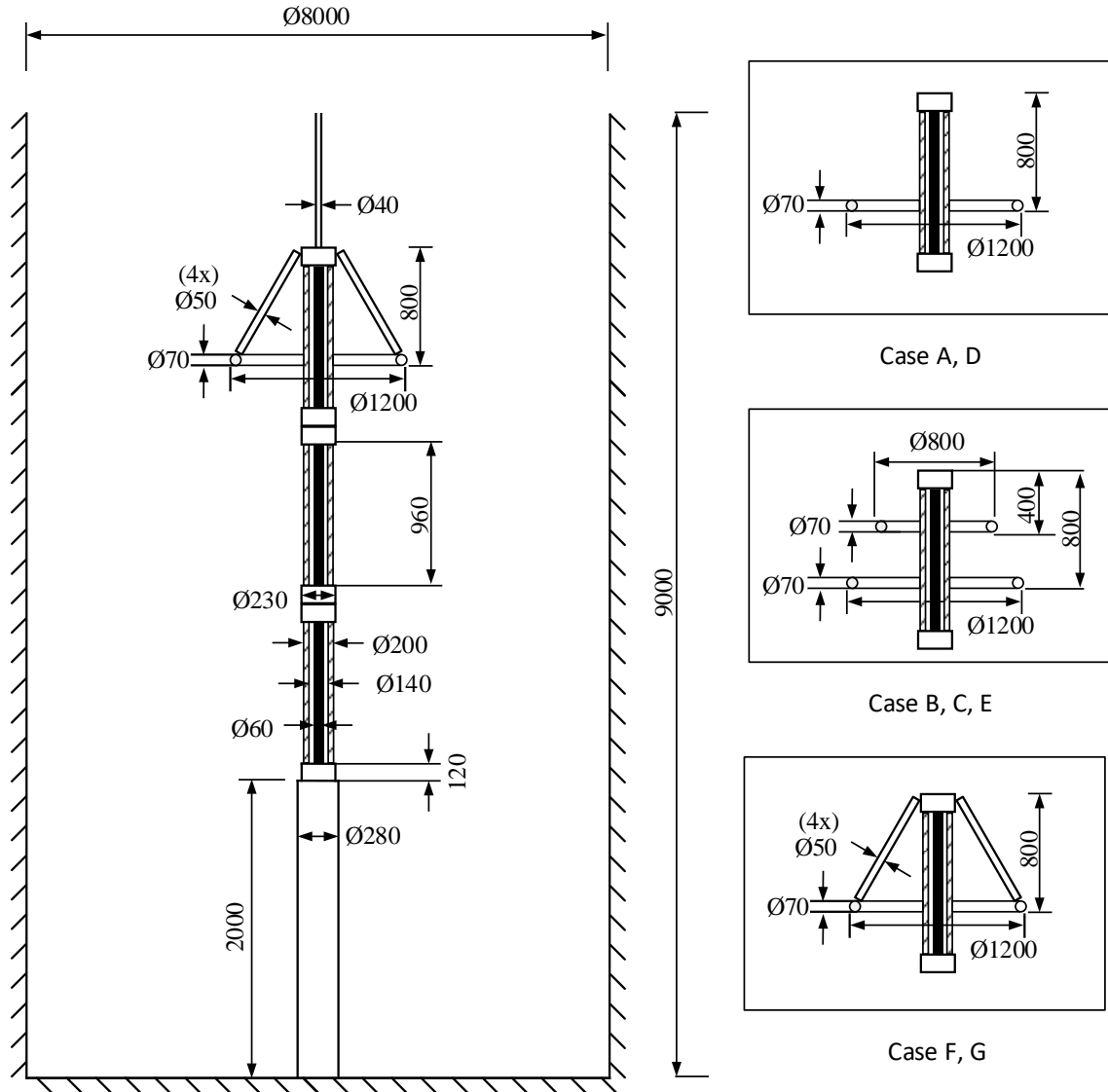


Abbildung 5.6.: Geometrische Abmessungen (in mm) eines IEC-Modellableiters nach [IEC 60099-4]: Figure F.3a (links) und Figure F.3b (rechts). Die Darstellungen zeigen nachgezeichnete Kopien der Originalabbildungen, wobei die drei Abbildungen rechts im Bild (Case A–G) im Original nebeneinander angeordnet sind. In den Originalabbildungen sind die Vermerke *IEC 1971/14* und *IEC 1972/14* angegeben.

5.7. Virtuelle Ersatzkonfigurationen

Die in diesem Abschnitt gezeigten Ergebnisse wurden in [Gie17b] erstmals vom Autor der Arbeit veröffentlicht.

Die Anwendbarkeit einer rotationssymmetrischen 2D-Geometrie zur Modellierung eines MO-Ableiters setzt voraus, dass Komponenten, die keine Symmetrieachse aufweisen, mit einer geometrischen Nachbildung, die den elektrothermischen Einfluss der realen Komponenten hinreichend abbildet, berücksichtigt werden können. Bei einem MO-Ableiter zählen zu den nicht rotationssymmetrischen Komponenten die quaderförmigen Teilabschnitte der metallischen Flansche und die Streben der Steuerringe. Zusätzlich weist der Versuchsaufbau in Abbildung 4.1 einige asymmetrisch angeordnete, metallische Strukturen auf, die zu einer Beeinflussung der Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Prüflings führen können. Die kapazitiven Einflüsse der Streben und des Versuchsaufbaus werden in Kapitel 5.7.1, bzw. Kapitel 5.7.2 beschrieben. Dort werden aus parametrischen Untersuchungen virtuelle Ersatzkonfigurationen abgeleitet, die zu einer vergleichbaren Spannungsverteilung führen wie unter Annahme der realen Geometrie. Als Referenzdaten werden Spannungsverteilungen als Ergebnis von elektrostatischen 3D-Simulationen herangezogen. Da ausschließlich die kapazitive Kopplung zwischen den einzelnen Modellkomponenten und dem Aktivteil des Ableiters untersucht wird, werden zur Minimierung der Rechenzeiten alle Simulationen mit einer konstanten Permittivität der MO-Widerstände und unter Annahme einer rein kapazitiven Spannungsverteilung durchgeführt. Die in diesem Kapitel angegebenen relativen Abweichungen zwischen den simulierten Spannungsverteilungen (δ_{\max} und δ_{avg}) werden nach den Gleichungen (5.42 – 5.45) berechnet.

$$\delta_i = \frac{|\Delta U|}{U_{i,\text{ref}}} \cdot 100 \%, \quad (5.42)$$

$$\Delta U_i = U_i - U_{i,\text{ref}}, \quad (5.43)$$

$$\delta_{\text{avg}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \delta_i, \quad (5.44)$$

$$\delta_{\max} = \max(\delta_i), \quad (5.45)$$

mit $(i, n) \in \mathbb{N}^*$, $i \leq n$ und $U_i \equiv (U/U_{\text{mittel}})_i$.

Für die quaderförmigen Teilabschnitte der Flansche wird eine optimale Reproduktion der Spannungsverteilung erreicht, wenn zylinderförmige Elemente mit gleicher Höhe wie die Quader und dem mittleren Radius – halbe Quaderkantenlänge multipliziert mit einem

Faktor $(1 + \sqrt{2}/2)$ – verwendet werden (s. Herleitung in Abbildung B.1)⁴⁶.

5.7.1. Virtueller Steuerring

In Abbildung 5.7 a) ist ein Modell des Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 mit Steuerung „StR4“ und einer vollständigen Nachbildung der Streben des Ringes abgebildet. Eine stark vereinfachte Nachbildung – anwendbar in 2D – ohne Streben ist in Abbildung 5.7 b) dargestellt. Vergleicht man die axiale Spannungsverteilung des Ableiters, die sich aus Simulationen mit beiden Darstellungen ergeben miteinander (roter und grüner Verlauf in Abbildung 5.8 links), so zeigt sich, dass eine Vernachlässigung der Streben zu einer Unterschätzung der steuernden Wirkung des Ringes und damit zu einer Überschätzung der elektrischen Beanspruchungen im obersten Bauglied und einer Unterschätzung der Beanspruchungen in den unteren Baugliedern des Ableiters führt.

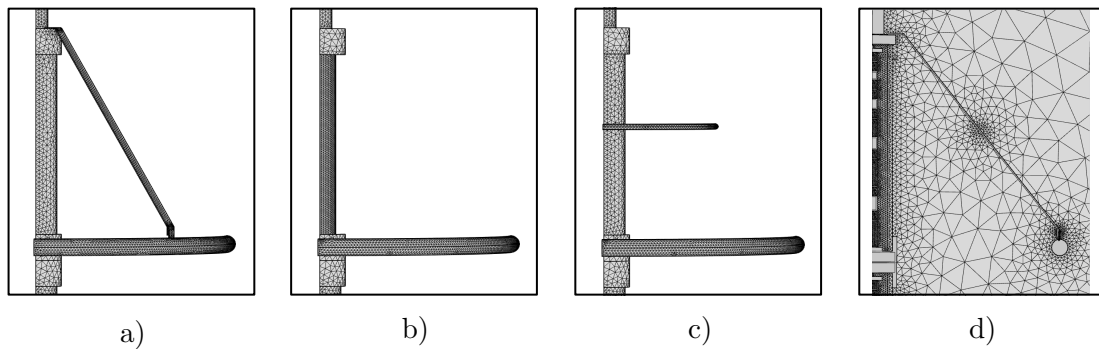


Abbildung 5.7.: Modellierungsvarianten eines Steuerrings (StR 4) nach [Gie17b]: a) Reale Nachbildung, b) ohne Streben, c) mit einem virtuellen Steuerring anstelle der Streben, d) 2D-Ansicht mit dem virtuellen Steuerring angeordnet in der Mitte der Strebe.

In Kapitel 5.6 wurde bereits der in [IEC 60099-4] vorgeschlagene Ansatz vorgestellt, einen zweiten auf Hochspannungspotential befindlichen virtuellen Steuerring zu verwenden, um den elektrischen Einfluss der Streben auf die Spannungsverteilung eines Ableiters nachzubilden. Über die genaue Auslegung einer derartigen Ersatzkonfiguration werden in der Ableiternorm jedoch keine Angaben gemacht. Aus Abbildung 5.6 kann allerdings abgelesen werden, dass der Nebenradius des virtuellen Steuerrings für die dort durchgeführten Simulationsrechnungen gleich dem Nebenradius des Hauptringes gesetzt wurde. Im Nachfolgenden wird die Wahl des Nebenradius des virtuellen Ringes unter der Voraussetzung,

⁴⁶ Abweichend zu diesem Ergebnis wird in [IEC 60099-4], Annex F vorgeschlagen, den größten äußeren Durchmesser der realen Flansche als Zylinderdurchmesser anzusetzen. Generell führt bei den hier untersuchten Ableitern jeder Radius im in Abbildung B.1 untersuchten Bereich zu nahezu unveränderten stationären Temperaturverläufen. Die genaue Wahl des Ersatzdurchmessers ist also für elektrothermische Simulationen als unkritisch anzusehen.

dass der virtuelle Ring in der Mitte der Streben platziert wird⁴⁷ (vgl. Abbildung 5.7 d), untersucht.

In Abbildung 5.7 c) ist die beschriebene Strebennachbildung mittels virtuellem Steuerring in einer 3D-Darstellung abgebildet. Eine minimale Abweichung zwischen den Spannungsverteilungen der Darstellungen in Abbildung 5.7 a) und c) wird für den Fall des abgebildeten Steuerringes „StR4“ erreicht, wenn als Nebenradius des virtuellen Ringes r_{Virt} ein Drittel des Nebenradius des Hauptringes r_{St} angesetzt wird (s. Abbildung 5.8 rechts). Für alle untersuchten Steuerringkonfigurationen (und Ableiter) lassen sich jedoch unterschiedliche Verhältnisse $r_{\text{Virt}}/r_{\text{St}}$ (vgl. die Abbildungen B.2–B.5 im Anhang B) ermitteln. Dabei hängt das optimale Verhältnisse von einer Reihe unterschiedlicher Geometrieparameter ab. Hierzu zählen die Abhänghöhe des Ringes, der Neben- und Hauptradius des Hauptringes, Anzahl und Position der Flansche sowie anderer Elektroden und insbesondere die Geometrie – Breite und Dicke, bzw. Radius⁴⁸ – der Streben.

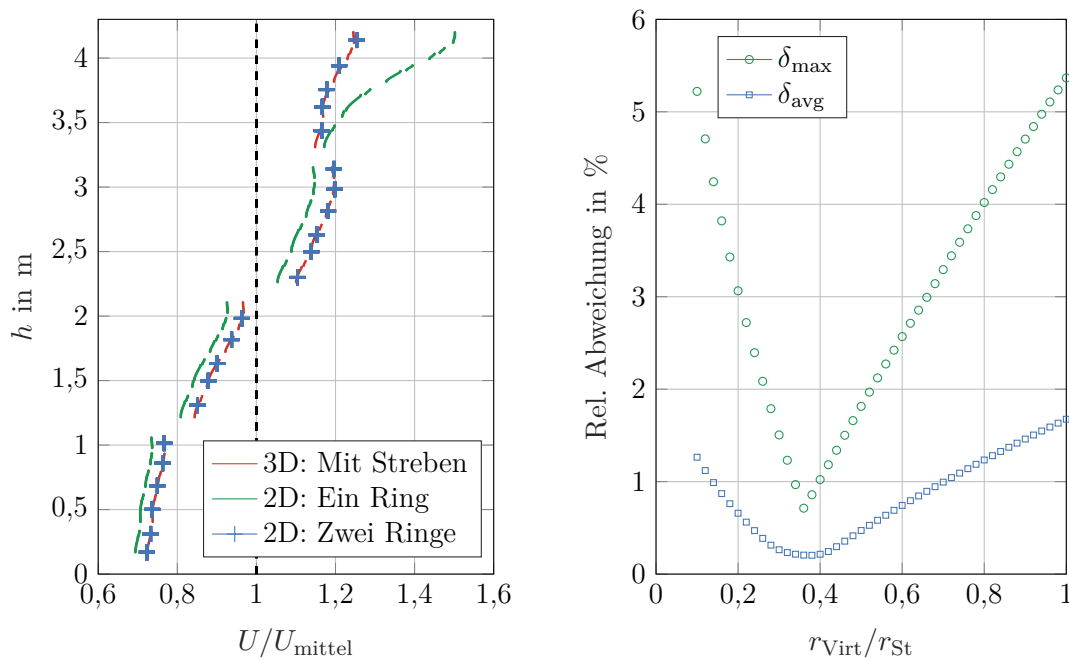


Abbildung 5.8.: Spannungverteilung der MO-Widerstände des Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 mit Steuerring StR4 für unterschiedliche Steuerringnachbildungen (links) und maximaler und mittlerer Fehler in der Spannungsverteilung abhängig vom Verhältnis der Nebenradien der zwei Ringe (rechts).

In Tabelle 5.4 sind die relativen Fehler bei der Bestimmung der Spannungsverteilung

⁴⁷ Diese Platzierung lieferte bei Voruntersuchungen, bei denen die Position des virtuellen Ringes variiert wurde, die besten Ergebnisse.

⁴⁸ Steuerringstreben werden sowohl aus Flachband- als auch als Rundmaterial ausgeführt.

mittels virtuellem Steuerring für vier Fälle aufgeführt:

- a) kein virtueller Ring, $r_{\text{Virt}} = 0$,
- b) ein virtueller Ring mit einem Radius $r_{\text{Virt}} = r_{\text{St}}$,
- c) ein virtueller Ring mit einem Radius $r_{\text{Virt}} = 0,5r_{\text{St}}$,
- d) ein virtueller Ring mit optimalem Radius $r_{\text{Virt,opt}}$.

Aus den Werten der Tabelle und den Fehlerplots für alle Konfigurationen lassen sich die folgenden Aussagen bezüglich der Abweichung von der tatsächlichen Spannungsverteilung ableiten:

1. Der Fehler durch eine Vernachlässigung der Streben nimmt mit zunehmender Steuerringgröße zu.
2. Das Platzieren eines virtuellen Steuerringes in der Mitte des diagonalen Anteils der Streben mit einem beliebigen Radius $r_{\text{Virt}} \leq r_{\text{St}}$ führt bereits zu einer signifikanten Fehlerreduzierung, bzw. in Fällen in denen kein virtueller Ring notwendig ist (StR1), zu keiner relevanten Fehlererhöhung.
3. Eine weitere Fehlerminimierung erfordert die Durchführung einer Parameterstudie für den Radius des virtuellen Ringes (bzw. die Verwendung eines Optimierers). Ist dieser Ansatz zu aufwändig, werden hinreichend gute Ergebnisse erzielt, wenn der virtuelle Ring in der Mitte des diagonalen Anteils der Streben mit einem Radius $r_{\text{Virt}} = 0,5r_{\text{St}}$ angeordnet wird.

Tabelle 5.4.: Mittlerer und maximaler relativer Fehler (in %) bei der Berechnung der Spannungsverteilung der MO-Ableiter vom Typ Siemens 3EP2 und Siemens 3EQ4 mit unterschiedlichen Steuerringen, abhängig von der Wahl des Radius eines in der Mitte der Streben angeordneten virtuellen Steuerrings.

Ableiter	Steuerring	$r_{\text{Virt}} = 0$		$r_{\text{Virt}} = r_{\text{St}}$		$r_{\text{Virt}} = 0,5r_{\text{St}}$		$r_{\text{Virt,opt}}$	
		δ_{avg}	δ_{max}	δ_{avg}	δ_{max}	δ_{avg}	δ_{max}	δ_{avg}	δ_{max}
3EP2	StR1	0,3	1,0	0,4	1,1	0,2	0,6	0,02	0,04
3EP2	StR2	1,3	5,3	0,5	2,6	0,1	1,1	0,1	0,2
3EP2	StR3	3,1	13,4	0,8	3,9	0,2	0,8	0,2	0,6
3EP2	StR4	5,6	20,6	1,7	5,4	0,5	1,8	0,2	0,7
3EQ4	StR	1,4	6,6	0,3	2,1	0,1	0,5	0,1	0,4

5.7.2. Virtueller Potentialring

Es hat sich herausgestellt, dass auch die Laborumgebung einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf die Spannungsverteilung des Ableiters hat. Dieser Einfluss zeigt sich darin, dass durch die Kopplungskapazitäten zwischen den auf (Teil-)Potential befindlichen Komponenten des Versuchsaufbaus und dem Aktivteil des Ableiters eine ähnliche, wenn auch abgeschwächte, feldsteuernde Wirkung erzielt wird wie durch Anbringung eines Steuerringes am obersten Ableiterflansch. Eine Vernachlässigung des elektrischen Einflusses dieser Streukapazitäten würde daher zu einer Überschätzung der Potentialschiefverteilung und damit der stationären mittleren Ableitertemperaturen führen.

Zur Nachbildung des im vorigen Absatz beschriebenen Einflusses wird in dieser Arbeit – angelehnt an die Methodik im vorigen Kapitel – erstmals ein Vorgehen entwickelt, mit dem es möglich ist, den Einfluss des nicht rotationssymmetrischen Versuchsaufbaus in einem 2D-Modell abzubilden. Hierzu wird der Versuchsaufbau in einem 3D-Modell nachempfunden (s. Ausschnitt in Abbildung 5.9). Die Aktivteile der einzelnen Ableiterbauglieder werden dabei zur Vereinfachung der Modellgeometrie als durchgängige Säulen ohne metallische Füllstücke modelliert. Um den Einfluss der einzelnen Versuchsaufbaukomponenten genauer zu definieren, werden zunächst unterschiedliche 3D-Simulationen miteinander verglichen, bei denen jeweils einzelne Komponenten aus dem 3D-Modell entfernt werden⁴⁹. Die sich ergebenden Abweichungen in der Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters (**3** in Abbildung 5.9) für die unterschiedlichen Szenarien im Vergleich zum Referenzszenario – alle Komponenten sind im Modell enthalten – sind in Tabelle 5.5 aufgelistet. Den größten Einfluss haben zum einen die Wechselspannungskaskade und zum anderen der horizontal verlaufende Teil der Hochspannungszuleitung. Werden alle Komponenten entfernt, kann ein mittlerer Fehler von $\delta_{\text{avg}} = 7,8\%$ und ein im Übergang zum obersten Flansch auftretender maximaler Fehler von $\delta_{\text{max}} = 15,1\%$ festgestellt werden⁵⁰. Da die elektrische Leitfähigkeit der MO-Widerstände im Leckstrombereich mit zunehmender Feldstärke eine höhere Nichtlinearität aufweist (vgl. Kapitel 2.2), sind Abweichungen im oberen Bereich des Ableiters höher zu gewichten. Es wird somit deutlich, dass eine Berücksichtigung des elektrischen Einflusses des Versuchsequipments notwendig ist, um

⁴⁹ Als Ergebnis vorgelagerter Simulationen wurden bereits einzelne Komponenten des Laboraufbaus aus der Simulationsumgebung entfernt. Beispielsweise wird der untere Kessel der Wechselspannungskaskade von der zweiten Stufen soweit abgeschirmt, dass sein Einfluss auf die Feldverteilung des zu untersuchenden Überspannungsableiters vernachlässigt werden kann. Für die nachfolgenden Untersuchungen wurde der untere Kessel daher nicht mehr im Simulationsmodell berücksichtigt.

⁵⁰ Die Werte für den mittleren und maximalen Fehler für den Fall, dass alle Komponenten entfernt werden, liegen oberhalb der Werte, die sich durch Addition der Fehleranteile der einzelnen Komponenten ergeben. Diese Abweichungen sind darin begründet, dass sich durch Entfernen einzelner Komponenten die kapazitive Kopplung zwischen den verbleibenden Komponenten und dem MO-Ableiter – und somit ihr Einfluss auf dessen Spannungsverteilung – erhöht.

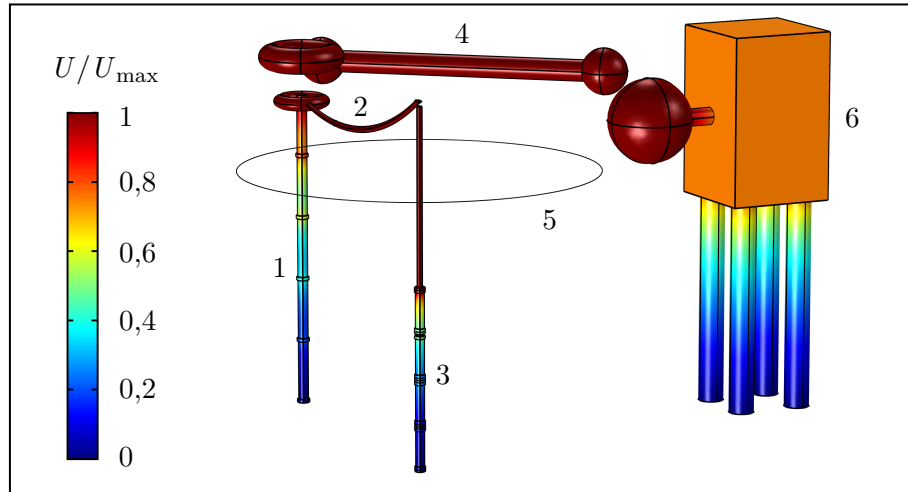


Abbildung 5.9.: Potentialverteilung im Umfeld der Hochspannungselektroden des Versuchsaufbaus und Positionierung eines virtuellen Potentialrings (nicht Teil der abgebildeten Simulation) zur Berücksichtigung des Einflusses des Versuchsequipments auf die Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des untersuchten MO-Ableiters. Darstellung nach [Gie17b].

1 – Kap. Spannungsteiler, 2 – Hochspannungszuleitung, 3 – Überspannungsableiter, 4 – Dämpfungswiderstand, 5 – Virtueller Potentialring, 6 – Wechselspannungskaskade (oberer Kessel)

eine Übereinstimmung zwischen Mess- und Simulationsergebnissen zu erzielen. Da sich vor allem die exakte Nachbildung des Hochspannungsanschlusses schwierig gestaltet, wird der Fehler durch eine von der Realität abweichende Nachbildung zusätzlich abgeschätzt. Hierzu wird die hängend verlaufende Hochspannungszuleitung (**2** in Abbildung 5.9) durch eine gerade Zuleitung mit gleichen Endpunkten ersetzt. Die sich dabei ergebenden Abweichungen in der Spannungsverteilung zum Referenzszenario liegen bei $\delta_{\text{avg}} = 0,5\%$ und $\delta_{\text{max}} = 1\%$. Der Einfluss auf die simulierten stationären Temperaturverläufe in Kapitel 7.1 durch kleinere Ungenauigkeiten bei der Vermessung des Versuchsaufbaus kann daher als sehr gering eingestuft werden.

Tabelle 5.5.: Mittlerer und maximaler relativer Fehler (in %) bei der Berechnung der Spannungsverteilung über den MO-Widerständen eines MO-Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 durch Entfernen einzelner Komponenten aus dem 3D-Modell des Versuchsaufbaus.

Entfernte Komponente(n)	δ_{avg}	δ_{max}
alle	7,8	15,1
AC-Kaskade (oberer Kessel)	1,4	2,7
Dämpfungswiderstand	0,7	1,4
Kap. Spannungsteiler	0,4	0,9
Hochspannungszuleitung	2,8	5,4
restl. Equipment	0,5	1,0

Eine Anpassung der Spannungsverteilung des MO-Ableiters im 2D-Modell an jene des 3D-Referenzszenarios wird erneut durch einen virtuellen Ring – nachfolgend als Potentialring bezeichnet – realisiert. Im Gegensatz zum Vorgehen beim virtuellen Steuerring mit einer festgelegten Platzierung des Ringes muss für den Potentialring zunächst eine günstige Positionierung über eine Parameterstudie, mit den variablen Parametern Höhe und radialer Abstand zur Symmetrieachse des Ableiters, ermittelt werden. Bei den in dieser Arbeit untersuchten Versuchsaufbauten hat es sich als zielführend erwiesen, den Nebenradius des Potentialringes für diese erste Parameterstudie gleich dem Radius des Rohres der Hochspannungszuleitung zu setzen. In einer zweiten Parameterstudie wird dann simultan zum Vorgehen in Kapitel 5.7.1 der optimale Nebenradius des Potentialringes für die in der ersten Parameterstudie ermittelte Positionierung bestimmt. In Abbildung 5.9 ist exemplarisch ein nach diesem Vorgehen bestimmter Potentialring (5) mit Mittelpunkt in der Rotationsachse des Ableiters abgebildet. Neben dem dort abgebildeten existieren weitere mögliche Potentialringe, mit denen vergleichbare Ergebnisse in Bezug auf die Spannungsverteilung des Ableiters erzielt werden. In Abbildung 5.10 links sind die Spannungsverteilungen des Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 ohne Steuerring für unterschiedliche Szenarien dargestellt:

- a) 3D-Simulation des gesamten Versuchsaufbaus,
- b) 2D-Simulation ohne virtuellen Potentialring,
- c) 2D-Simulation mit virtuellem Potentialring (Ring 1),
- d) 2D-Simulation mit alternativem virtuellem Potentialring (Ring 2).

Beide Potentialringe (Szenario c) und d)) sind mit gleichem radialen Abstand ($r = 4,5\text{ m}$) zur Symmetrieachse des Ableiters, jedoch auf unterschiedlichen Höhen, $h_1 = 6,6\text{ m}$ bzw. $h_2 = 8,2\text{ m}$, angeordnet. Die relativen Fehler für beide Potentialringe sind in Abbildung 5.10 rechts dargestellt. Aufgrund der höheren Lage von Ring 2 muss sein Nebenradius circa um einen Faktor 10 größer gewählt werden, um eine vergleichbare Abweichung in der Spannungsverteilung des Ableiters zu erzielen wie mit Ring 1. Die mit beiden Potentialringen ermittelten mittleren und maximalen Abweichungen liegen mit $\delta_{\text{avg},1} = 0,28\%$, $\delta_{\text{avg},2} = 0,31\%$ und $\delta_{\text{max},1} = 0,42\%$, $\delta_{\text{max},2} = 0,53\%$ nah beieinander, so dass trotz der unterschiedlichen Ringpositionen und -dimensionen beide Potentialringe eine ausreichend genaue Ersatzkonfiguration repräsentieren, um den Einfluss des realen Versuchsaufbaus auf die Spannungsverteilung des MO-Ableiters nachzubilden. Eine radiale Veränderung der Spannungsverteilung innerhalb der MO-Widerstände kann dabei

aufgrund der im Verhältnis zu den Abständen zum Versuchsequipment kleinen radialen Ausdehnung der MO-Widerstände vernachlässigt werden⁵¹.

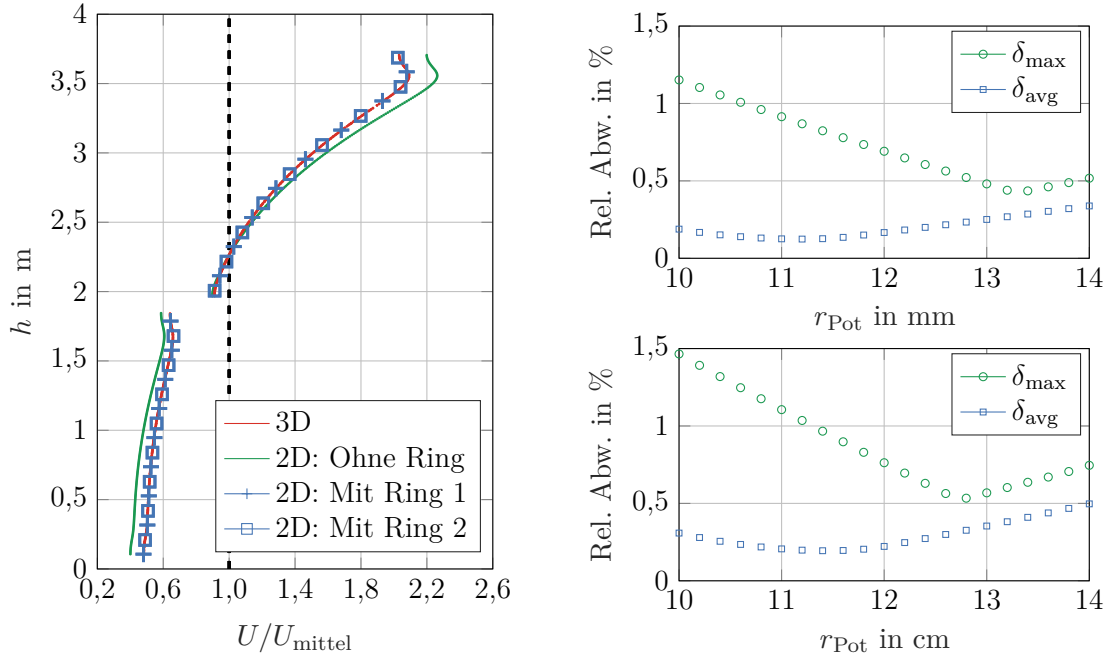


Abbildung 5.10.: Spannungverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 ohne und mit virtuellem Potentialring (links) und maximaler und mittlerer relativer Fehler in der Spannungsverteilung abhängig vom Nebenradius des verwendeten Potentialrings (Ring 1: rechts oben, Ring 2: rechts unten).

Um zu untersuchen, ob ein für den ungesteuerten Ableiter hergeleiteter Potentialring auch auf alle anderen Versuchsszenarien in Kapitel 4.1 und eine in der realen Anwendung immer vorhandene feldabhängige Eigenimpedanz des Ableiters angewendet werden kann, werden die oben beschriebenen 2D- und 3D-Simulationen für die folgenden Szenarien wiederholt:

- Hinzufügen eines Steuerringes,
- MO-Widerstände mit größerem Durchmesser D_{MO} im oberen der zwei Bauglieder,
- eine relative Permittivität der MO-Widerstände, die linear mit der Höhe zunimmt ($\epsilon_r = 850$ bis 2100),
- Aufstellen des Ableiters auf einem geerdeten Podest.

⁵¹ Im finalen 2D-Modell werden die Stirnflächen der einzelnen MO-Widerstände durch Äquipotentialflächen modelliert. Das elektrische Feld wird dadurch zusätzlich zwischen den Stirnflächen eines einzelnen MO-Widerstandes homogenisiert und weist nur noch geringe radiale Feldgradienten auf.

Die sich ergebenden Spannungsverteilungen aller Szenarien sind in Abbildung 5.11 abgebildet, sowie die zugehörigen Fehler in Tabelle 5.6 aufgelistet. Es zeigt sich, dass mit Ausnahme des Szenarios d), bei dem sich die vertikale Position des Ableiters verändert, Ring 1 für alle anderen Konfigurationen übernommen werden kann. Dieses Ergebnis verdeutlicht jedoch auch, dass mit einem Potentialring nur für einen eingeschränkten Bereich – im vorliegenden Fall die Symmetrieachse des Ableiters – eine Anpassung des elektrischen Feldverlaufs an die Verhältnisse im 3D-Modell erreicht werden kann. Im restlichen Rechengebiet weichen die Felddbilder des 2D- und 3D-Modells voneinander ab. Für Szenario d) wurde daher mit Ring 3 ein Potentialring bestimmt, der die Potentialverteilung für die nun verschobene Symmetrieachse des Ableiters richtig abbildet⁵². Da für die elektrothermische Kopplung eines Ableiters nur die Verlustleistung innerhalb der MO-Widerstände berechnet wird, reicht eine nach dem oben beschriebenen Vorgehen räumlich eingeschränkte Nachbildung des elektrischen Feldes aus.

Tabelle 5.6.: Mittlerer und maximaler relativer Fehler (in %) bei der Berechnung der Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des MO-Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 für verschiedene Aufbauszenarien und virtuelle Potentialringe (Ring 1 bis 3).

Abbildung	Szenario	ohne Ring		Ring 1		Ring 2		Ring 3	
		δ_{avg}	δ_{max}	δ_{avg}	δ_{max}	δ_{avg}	δ_{max}	δ_{avg}	δ_{max}
5.10	ohne StR	8,4	16,9	0,28	0,42	0,31	0,53	–	–
5.11 a)	mit StR	5,3	10	0,1	0,73	–	–	–	–
5.11 b)	$D_{\text{MO}} = f(z)$	6,6	12,8	0,2	0,5	–	–	–	–
5.11 c)	$\varepsilon_r = f(z)$	3,3	5,2	0,1	0,3	–	–	–	–
5.11 d)	auf Podest	9,7	20,3	3,9	7,3	–	–	0,4	1,96

Die Hauptergebnisse dieses Kapitels werden nachfolgend noch einmal zusammengefasst:

1. Eine Vernachlässigung des elektrischen Einflusses der Streukapazitäten des Versuchsaufbaus führt zu einer Überschätzung der Potentialschiefverteilung des Ableiters.
2. Durch geeignete Positionierung eines auf Hochspannungspotential befindlichen Ringes – kurz: virtueller Potentialring – kann der Einfluss des Versuchsaufbaus mit hinreichend geringem Fehler in einem 2D-Modell nachgebildet werden.
3. Solange der Ableiter nicht aus seiner Positionen verschoben wird, kann ein zuvor ermittelter Potentialring für das gleiche Ableitermodell mit veränderter elektrischer Charakteristik bzw. mit veränderten Steuermaßnahmen ebenfalls verwendet werden.

⁵² Für den Ableitertyp Siemens 3EP2 mit und ohne Gehäuse wurde ebenfalls ein eigener Potentialring bestimmt.

4. Es existieren mehrere Potentialringe mit teils stark voneinander abweichender Größe und Lage, die zu vergleichbaren, hinreichend genauen Ergebnissen führen.
5. Aufgrund der Vielfalt von möglichen Aufbauszenarien kann keine allgemeine Handlungsanweisung für die Suche nach einem geeigneten virtuellen Potentialring für das 2D-Modell gegeben werden. Das folgende Vorgehen hat sich jedoch als sinnvoll erwiesen⁵³:
 - a) Der Abstand der radialen Begrenzung des Rechengebietes wird gleich dem Abstand der nächstgelegenen Wand gewählt (gilt nur für Innenraumszenarien).
 - b) Positionierung eines virtuellen Potentialringes auf Höhe des obersten Ableiterflansches mit seinem Mittelpunkt in der Symmetrieachse des Ableiters. Der Hauptradius wird gleich dem mittleren Abstand zwischen Ableiter und der nächsten größeren auf Potential befindlichen Komponente des Versuchsaufbaus gewählt. Der Nebenradius des Potentialringes wird gleich dem mittleren Radius der Hochspannungszuleitung gewählt.
 - c) Ausgehend von Startlage: Ermittlung der vertikalen Position des Potentialringes mit der geringsten Abweichung zum 3D-Referenz-Szenario.
 - d) Auf neuer Höhe: Ermittlung des Hauptradius des Potentialringes mit der geringsten Abweichung zum 3D-Referenz-Szenario.
 - e) Mit neuem Hauptradius: Ermittlung des Nebenradius des Potentialringes mit der geringsten Abweichung zum 3D-Referenz-Szenario.
 - f) Bei immer noch großen Abweichungen zum 3D-Referenz-Szenario: Rekursive Ausführung der letzten drei Schritte (ggf. in veränderter Reihenfolge).

⁵³ Die vorgeschlagene Handlungsanweisung wurde mit Parameterstudien getestet und kann durch die Anwendung eines Optimierers, der in vielen FEM-Programmen verfügbar ist, vereinfacht werden.

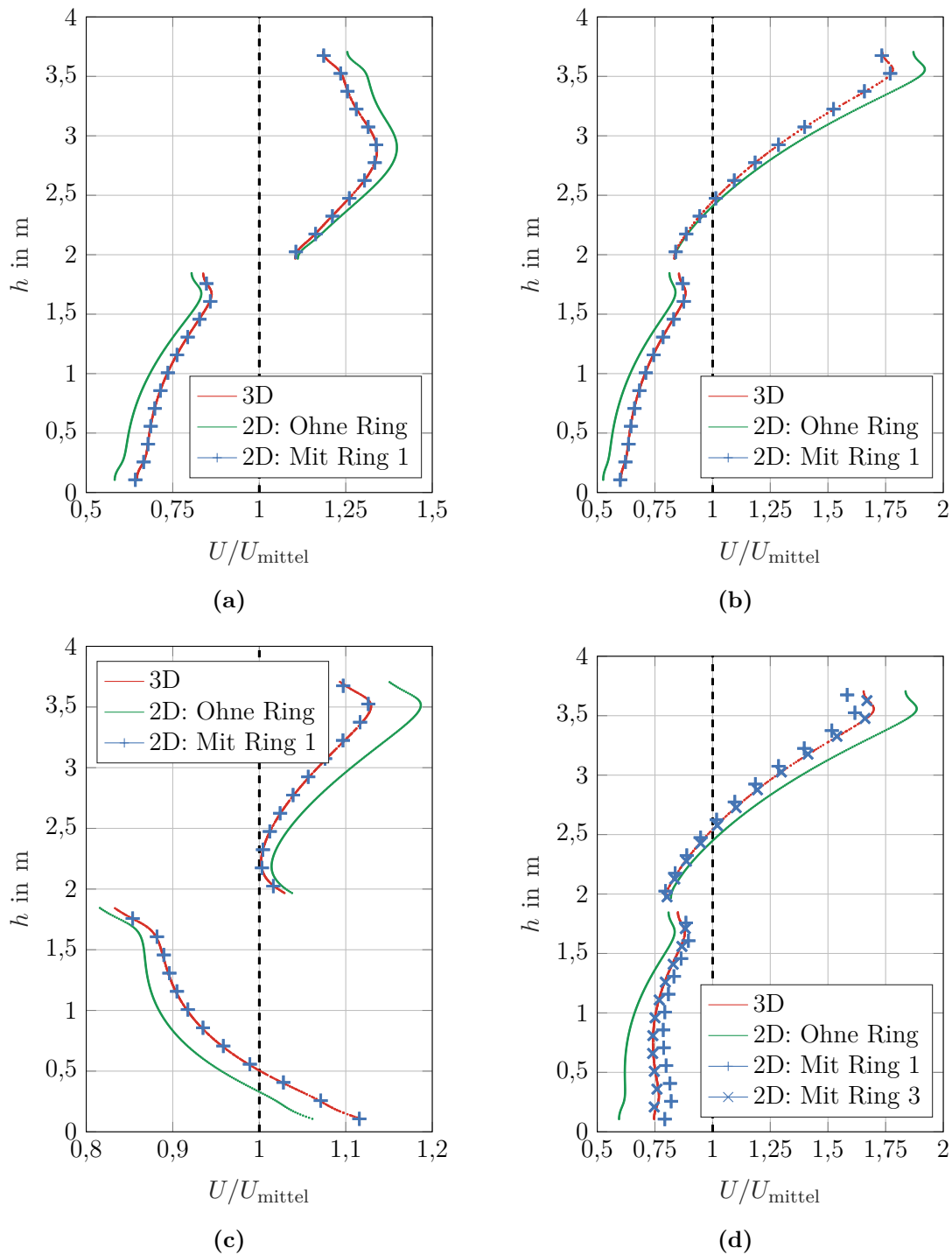


Abbildung 5.11.: Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 ohne und mit virtuellem Potentialring für verschiedene Aufbauszenarien: a) mit Steuerung, b) mit größerem Durchmesser der MO-Widerstände im oberen Bauglied, c) mit einer mit der Höhe zunehmenden Permittivität der MO-Widerstände, d) auf Podest.

6. Bestimmung der elektrischen Charakteristik von MO-Widerständen

In den bisherigen Versuchen, das elektrothermische Verhalten von MO-Ableitern zu untersuchen, wurde zwar i. d. R. die Feld- und Temperaturabhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit der MO-Widerstände berücksichtigt, für die Permittivität wurde jedoch ein konstanter Wert angenommen oder bestenfalls eine Temperaturabhängigkeit berücksichtigt. Für Ableiter mit geringen Höhen, bei denen Potentialschiefverteilungen nicht oder nur gering ausgeprägt sind, kann diese vereinfachte Annahme oftmals als ausreichend angesehen werden (s. Kapitel 2.6). Bei sehr großen Ableiterstrukturen kann, wie sich in Kapitel 7.1.1 zeigen wird, die Abhängigkeit der relativen Permittivität von den beiden genannten Parametern nicht mehr vernachlässigt werden. Insbesondere wenn auf Steuerringe verzichtet wird, führt eine konstant angenommene Permittivität zu großen Fehlern bei der Simulation der stationären Temperaturverteilung eines Ableiters. In diesem Kapitel wird daher die Auswahl geeigneter Methoden behandelt, mit denen aus den an einem einzelnen MO-Widerstand gemessenen Spannungs- und Stromsignalen die elektrische Leitfähigkeit und die relative Permittivität des Materials ermittelt werden können⁵⁴.

In Abbildung 6.1 links ist die Mikrostruktur eines MO-Widerstandes mit den einzelnen ZnO-Körnern (grau) und den zwischen den Körnern liegenden Korngrenzen (weiß), sowie rechts ein sich daraus ergebendes vereinfachtes Ersatzschaltbild für den gesamten MO-Widerstand dargestellt. Der Gesamtwiderstand der Körner (*grains*) ist mit R_g , die elektrische Charakteristik der Korngrenzen (*intergranular layers*) durch die Parallelschaltung eines Widerstandes R_{int} und einer Kapazität C_{int} angegeben. Bei dieser vereinfachten Darstellung ist zu berücksichtigen, dass aufgrund der Strompfadbildung und der damit einhergehenden inhomogenen Stromverteilung innerhalb eines MO-Widerstandes (vgl. Kapitel 2.2) in jedem Kennlinienpunkt unterschiedlich viele Körner und Korngrenzen an der Bildung der elektrischen Parameter (R_g , R_{int} , C_{int}) beteiligt sind. Die in den nachfolgenden Kapiteln 6.1 und 6.2 bestimmten Kennlinien für die Leitfähigkeit und die relative Permittivität

⁵⁴ Ein Teil der hier gezeigten Methoden entstammt einer Literaturrecherche in der studentischen Arbeit [All16].

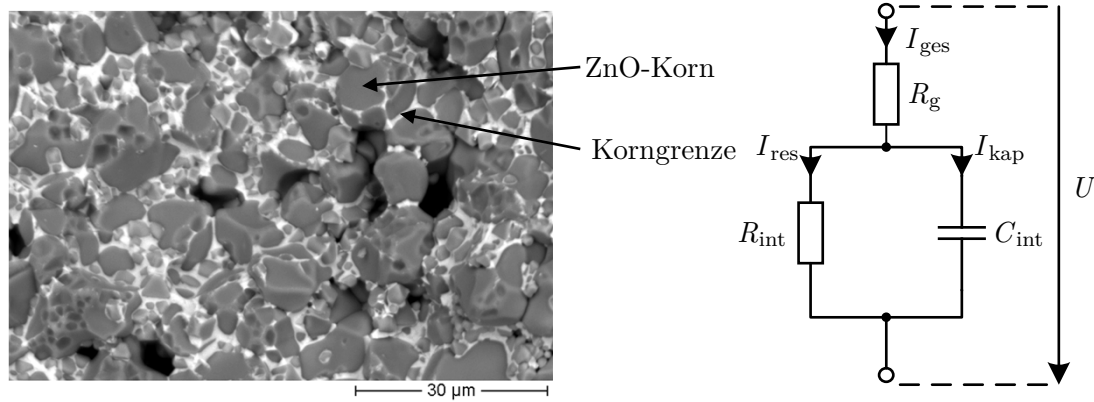


Abbildung 6.1.: Rasterelektronenmikroskopaufnahme eines Bruchstückes eines MO-Widerstandes in etwa 1000-facher Vergrößerung (links) und vereinfachtes Ersatzschaltbild eines MO-Widerstandes (rechts). Links: [Tuc14], rechts: nach [Kob86].

sind daher als effektive – d. h. über den gesamten MO-Widerstand gemittelte Parameter – zu verstehen. In gleicher Weise werden die MO-Widerstände in den Simulationsmodellen als Wärmequellen mit homogener Energiedichte angenommen.

Der Gesamtstrom durch einen MO-Widerstand im Leckstrombereich der Kennlinie setzt sich nach Abbildung 6.1 aus einem resistiven und einem kapazitiven Anteil zusammen ($I_{ges} = I_{res} + I_{kap}$). Weiterhin gilt im gesamten Leckstrombereich, dass der Widerstand der Körner einen vernachlässigbaren Wert im Verhältnis zum Widerstand der Korngrenzen aufweist ($R_g \ll R_{int}$), weshalb nahezu die gesamte Spannung U über den Korngrenzen abfällt. Mit den Geometrieverknüpfungen zwischen Strom und Stromdichte bzw. Spannung und Feldstärke in Gl. (6.1) und Gl. (6.2), wobei h die Höhe und A die Fläche des MO-Widerstandes sind, und den Zusammenhängen in Gl. (5.5) und Gl. (5.14) kann für eine homogen verteilte Stromdichte im MO-Widerstand der Ausdruck in Gl. (6.3) hergeleitet werden.

$$E = \frac{U}{h}, \quad (6.1)$$

$$J = \frac{I}{A}, \quad (6.2)$$

$$J_{ges} = J_{res} + J_{kap} = \sigma E + \frac{d(\epsilon_0 \epsilon_r E)}{dt}. \quad (6.3)$$

Die zu ermittelnden Parameter, die elektrische Leitfähigkeit σ und die relative Permittivität ϵ_r , ändern ihren Wert mit der elektrischen Feldstärke, der Temperatur und der Frequenz (vgl. [Kob86; Gre90]). Da in dieser Arbeit ausschließlich Untersuchungen mit betriebsfrequenten Wechselspannungen durchgeführt wurden, wird die Frequenz bei allen Messungen konstant bei $f = 50$ Hz gehalten, die Gültigkeit der abgeleiteten Kennlinien

$(\sigma(E, T), \varepsilon_r(E, T))$ beschränkt sich daher auf 50-Hz-Wechselspannungen⁵⁵.

Als Grundlage für die Parameterbestimmung wurden für jeden der drei in den Laborversuchen zum Einsatz gekommenen MO-Widerstandstypen zeitabhängige Spannungs- und Stromsignale (vgl. Abbildung 6.2) bei unterschiedlichen Temperaturen zwischen 20 °C und 250 °C gemessen. Zwischen den bei konstanten Temperaturen T_n ermittelten Kennlinien $(\sigma(E, T_n), \varepsilon_r(E, T_n), n \in \mathbb{N}^*)$ werden durch exponentielle Interpolation weitere Kennlinien berechnet, so dass die in COMSOL Multiphysics® hinterlegten Interpolationsdaten eine Temperaturschrittweite von 1 K und eine Feldschrittweite von 1 kV/m aufweisen. Diese hohe Datendichte ist erforderlich, um ein stabiles Konvergenzverhalten des elektrischen Löfers zu erreichen.

6.1. Elektrische Leitfähigkeit

Um aus den gemessenen Spannungs- und Stromsignalen den resistiven Scheitelwert \hat{i}_{res} zu extrahieren, wird der Stromwert an den Stellen abgelesen, an denen ein rein resistiver Strom auftritt. Dieser Fall tritt ein, wenn die zeitliche Ableitung in Gl. (6.3) verschwindet, und daher beim Durchqueren des negativen und positiven Scheitelwertes einer sinusförmigen Spannung (vgl. Abbildung 6.2). Die elektrische Leitfähigkeit wird dann unter Einbeziehung von Gl. (6.1 – 6.3) für einen beliebigen gemessenen Wert \hat{E}_1 der elektrischen Feldstärke berechnet:

$$\sigma(\hat{E}_1) = \frac{\hat{j}_{\text{res}}}{\hat{E}_1}, \quad (6.4)$$

mit $\hat{E}_1 = \hat{u}_1/h$. Durch Auswertung einer ausreichenden Anzahl an Spannungs-Strom-Signalen bei unterschiedlichen Temperaturen und unter der Annahme, dass der resistive Strom nur vom Momentanwert der elektrischen Feldstärke abhängt⁵⁶, erhält man somit die nichtlineare Kennlinie der elektrischen Leitfähigkeit. Das in diesem Abschnitt erläuterte Verfahren wird im Weiteren als *konventionelles* Verfahren bezeichnet.

Da der Scheitelwert des Stromes in der positiven und negativen Halbwelle der anliegenden Wechselspannung unterschiedliche Werte annehmen kann ($\hat{i}_{\text{res,p}} \neq \hat{i}_{\text{res,n}}$), sollte außerdem die Notwendigkeit einer polaritätsabhängigen Bestimmung der Kennlinien geprüft werden. Derartige Stromasymmetrien können bei MO-Widerständen beobachtet werden, die

⁵⁵ Die im tatsächlichen Betrieb entlang der Achse eines mit einer 50-Hz-Spannung belasteten Ableiters zu erwartenden Frequenzanteile werden in Kapitel 6.3 diskutiert. Die Auswirkungen einer Anwendung einer reinen 50-Hz-Charakteristik der MO-Widerstände auf die Simulationsergebnisse werden in Kapitel 6.4 abgeschätzt.

⁵⁶ In Kapitel 6.3 wird gezeigt, dass diese Annahme nicht vollständig zutrifft.

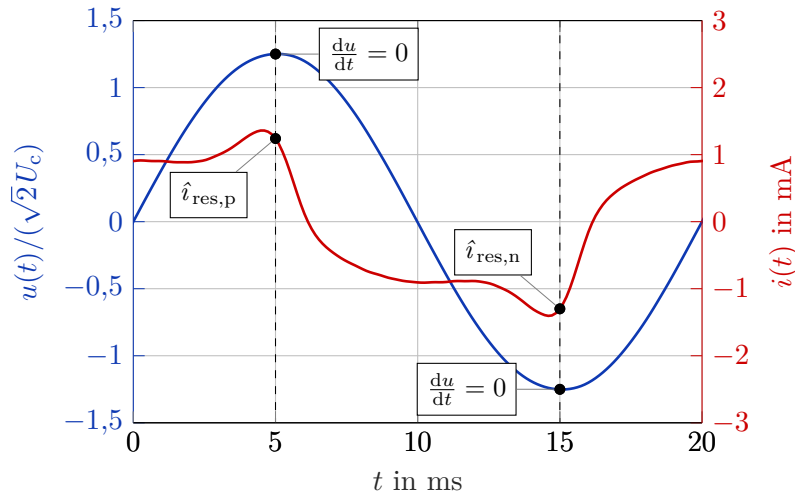


Abbildung 6.2.: Ermittlung des resistiven Scheitelwerts eines Stromes durch Auswertung des Stromes unterhalb der Spannungsmaxima. Dargestellt ist ein typischer Stromverlauf auf Höhe der Bemessungsspannung eines MO-Widerstandes.

zuvor mit einem Langwellenimpuls hoher Amplitude belastet wurden⁵⁷. Abhängig von der Stromhöhe des Langwellenimpulses können diese Änderungen, die sich in erster Linie im resistiven Stromverlauf zeigen, reversibel oder irreversibel in Erscheinung treten, wobei eine Rückbildung vor allem durch Lagerung der MO-Widerstände bei erhöhten Temperaturen eintritt (vgl. [Kle04; Tuc14]). Da in einem Simulationsmodell eine Rückbildung der Kennlinienänderungen durch die Auswirkungen reversibler Prozesse praktisch nicht abgebildet werden kann, ist eine Implementierung derartiger Polaritätsabhängigkeiten nur dann sinnvoll, wenn das Verhalten eines Ableiters direkt nach einer Hochstrombelastung untersucht werden soll. Für die Untersuchungen dieser Arbeit wurden MO-Widerstände verwendet, bei denen Stromasymmetrien nur in sehr geringer Ausprägung vorhanden waren, die Auswertung der Materialeigenschaften erfolgt daher mit der einfachen Annahme: $\sigma = f(|\vec{E}|, T)$.

Neben dem oben vorgestellten *konventionellen* Ansatz, der Grundlage der meisten in der Literatur zu findenden Darstellungen der U - I -Charakteristik von MO-Widerständen ist, existieren noch weitere Verfahren, welchen gemeinsam ist, dass sie nur die Spannungs- und Stromsignale bei einer angelegten Spannung benötigen, um die elektrische Leitfähigkeit für alle Feldstärken bis zum Scheitelwert des ausgewerteten Spannungssignals zu ermitteln [Shi88; Lia00; Han06; Had04]. Derartige Verfahren kommen vor allem dann zum Einsatz, wenn zum Zwecke eines Monitorings der elektrische Zustand eines MO-Ableiters anhand

⁵⁷ Diese Änderungen können auftreten, wenn die MO-Widerstände die Stückprüfung nach dem Herstellungsprozess durchlaufen haben.

des gemessenen Leckstromes – bzw. dessen resistiver Komponente – bewertet werden soll (u. a. [Lun90; Lia00; Had15]). Ziel der Methoden ist es in diesem Fall, den resistiven Strom aus dem Gesamtstrom zu extrahieren.

In [Lia00] werden die Spannungs- und Stromsignale unter der Annahme, dass sich die frequenzgleichen Anteile von Spannung und Strom in Phase zueinander befinden, mittels Fourier-Analyse in ihre Frequenzanteile zerlegt. Bei nichtlinearen Materialien ist diese Annahme jedoch nicht erfüllt, weshalb Fehler bei der Extraktion der Stromanteile zu erwarten sind. Bei der *Point-on-Wave*-Methode, vorgestellt in [Had04], wird angenommen, dass sich der resistive Strom in einer Halbwelle der Spannung in der aufsteigenden und abfallenden Flanke gleich, bzw. der kapazitive Strom gleich, jedoch mit entgegengesetztem Vorzeichen verhält. Durch Auswertung der Stromwerte bei gleicher Spannungsamplitude in beiden Flanken kann so der kapazitive Anteil aus dem Gesamtstrom eliminiert werden. Ein weiteres Verfahren zur Extraktion des resistiven Stromes stellt die Kompensation des kapazitiven Stromanteils durch eine seriell geschaltete, verlustarme Kapazität dar (vgl. [Shi88]). Nach Amplitudenabgleich zwischen dem kapazitiven Stromanteil des MO-Widerstandes und der nun in Phase zu dieser liegenden Eingangsspannung kann der resistive Strom aus dem Gesamtstrom extrahiert werden. In [Han06] wurde das Verfahren so angepasst, dass auch die nichtlineare Charakteristik der Permittivität berücksichtigt wird.

Die eingangs beschriebene *konventionelle* Methode, ebenso wie die aufgeführten alternativen Ansätze, setzen voraus, dass die Leitfähigkeit nur vom Momentanwert der Feldstärke und nicht von ihrem zeitlichen Verlauf abhängt. Wie sich in Kapitel 6.2 zeigen wird, ist diese Annahme jedoch anzuzweifeln. Ein Vorteil der *konventionellen* gegenüber allen anderen Methoden ist jedoch, dass sich der resistive Strom unterhalb der Spannungsscheitelwerte – und damit im Bereich, in dem die höchste Verlustleistungsdichte erreicht wird – sehr genau reproduzieren lässt. Die in dieser Arbeit für die Simulationsrechnungen verwendeten elektrischen Leitfähigkeiten wurden daher nach Gl. (6.4) berechnet.

Exemplarisch für die MO-Widerstände, die im Ableiter vom Typ Siemens 3EP2 eingesetzt wurden, ist in Abbildung 6.3 die mittels *konventionellem* Ansatz bestimmte Leitfähigkeitskennlinie in Abhängigkeit von der elektrischen Feldstärke und der Temperatur in halblogarithmischer Darstellung abgebildet. Gut zu erkennen ist, dass mit zunehmender Feldstärke die Temperaturabhängigkeit der Leitfähigkeit abnimmt (vgl. Kapitel 2.2).

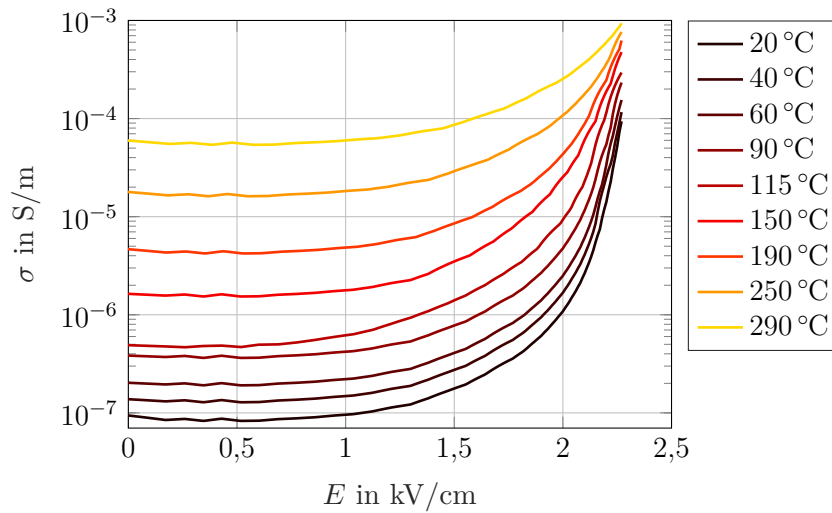


Abbildung 6.3.: Beispiel für die nach der *konventionellen* Methode ermittelte elektrische Leitfähigkeit eines MO-Widerstandes in Abhängigkeit von der elektrischen Feldstärke und der Temperatur. Die abgebildete Kennlinie für $T = 290\text{ °C}$ ist das Ergebnis einer Extrapolation.

6.2. Relative Permittivität

Um die Auswirkungen unterschiedlicher Annahmen bezüglich der Parameterabhängigkeit der relativen Permittivität auf die simulierten stationären Temperaturverläufe in Kapitel 7.1 besser aufzeigen zu können, werden in diesem Abschnitt verschiedene Bestimmungsmethoden diskutiert.

6.2.1. Annahme einer zeitlich konstanten Permittivität

Für den einfachen Fall, dass eine konstante Permittivität angenommen wird, lässt sich ihr Wert im Nulldurchgang der elektrischen Feldstärke ermitteln. Zu diesem Zeitpunkt liegt eine rein kapazitive Stromdichte im MO-Widerstand vor, und Gl. (6.3) vereinfacht sich zu:

$$J_{\text{ges}}(E = 0) = \varepsilon_0 \varepsilon_r \left. \frac{dE}{dt} \right|_{E=0}. \quad (6.5)$$

Eine Auswertung dieses Ausdrucks für unterschiedliche aufgenommene Messkurven ergibt eine mit zunehmendem Scheitelwert der Feldstärke – gleichbedeutend mit einer Zunahme der Steigung im Nulldurchgang – kleiner werdende relative Permittivität (s. Kapitel 6.2.2). Dies zeigt, dass die Annahme einer zeitlich konstanten Permittivität nicht zulässig ist.

6.2.2. Annahme einer zeitlich veränderlichen Permittivität

Unter der Annahme, dass sich die relative Permittivität mit dem zeitlichen Verlauf der Feldstärke ändert, kann ε_r nicht mehr aus der zeitlichen Ableitung in Gl. (6.3) herausgezogen werden. Nach Anwendung der Produkt- und Kettenregel ergibt sich stattdessen die Beziehung:

$$J_{\text{ges}} = \sigma(E)E + \varepsilon_0 \frac{dE}{dt} \left(\varepsilon_r(E) + \frac{d\varepsilon_r(E)}{dE} E \right), \quad (6.6)$$

wobei J_{ges} und E zeitlich veränderliche Größen sind. Die kapazitive Stromdichte – und damit auch die Gesamtstromdichte – hängt also sowohl vom Momentanwert als auch der Steigung der Feldstärke ab. Eine Umformung nach ε_r und Anwendung der Newton-Notation ($dx/dt = \dot{x}$) führt zu der Differentialgleichung 1. Ordnung in Gl (6.7), für die mit Gl. (6.8) (vgl. [Bla15]) eine Lösung gegeben ist⁵⁸.

$$\varepsilon_r(E) + \frac{d\varepsilon_r(E)}{dE} E = \frac{J_{\text{ges}} - \sigma(E)E}{\varepsilon_0 \dot{E}}, \quad (6.7)$$

$$\varepsilon_r(E) = \frac{1}{E} \int_0^{\hat{E}} \frac{J_{\text{ges}} - \sigma(E)E}{\varepsilon_0 \dot{E}} dE. \quad (6.8)$$

Zu beachten ist, dass mit Gl. (6.8) nicht eine statische relative Permittivität $\varepsilon_r = D/(\varepsilon_0 E)$ – für die dann auch der Ausdruck Dielektrizitätskonstante zulässig wäre –, sondern eine differentielle relative Permittivität $\varepsilon_{r,\text{diff}} = dD/(\varepsilon_0 dE)$ berechnet wird (vgl. [Hin90; Pau94; Chr10]). Im Nachfolgenden sollen jedoch der Einfachheit halber für beide Parameter der Ausdruck relative Permittivität und das Symbol ε_r verwendet werden.

Ein Nachteil bei der Berechnung der relativen Permittivität mit Gl. (6.8) liegt darin, dass eine Kenntnis der elektrischen Leitfähigkeit $\sigma(E)$ vorausgesetzt ist. Eine fehlerhafte Berechnung der elektrischen Leitfähigkeit führt zwangsläufig auch zu einer fehlerhaft berechneten relativen Permittivität.

6.2.3. Herleitung über eine komplexe Permittivität

Die in diesem Abschnitt gezeigten Ergebnisse wurden in [Gie17c] erstmals vom Autor der Arbeit veröffentlicht.

⁵⁸ Gl. (6.8) ist nur dann eine eindeutige Lösung von Gl (6.7), wenn eine Lösung des Integrals in den Intervallen $[0, \hat{E}]$ und $[\hat{E}, 0]$ zu gleichen Ergebnissen führt.

Um die zuvor beschriebene Fehlerverkettung bei der Berechnung der beiden elektrischen Parameter aufzuheben, wird zunächst unter Definition einer effektiven elektrischen Flussdichte D_{eff} eine alternative Beschreibung der Gesamtstromdichte gewählt (vgl. [Chr10]):

$$J_{\text{ges}} := \frac{dD_{\text{eff}}}{dt} = \frac{d(\varepsilon_0 \varepsilon_{\text{r,eff}} E)}{dt}, \quad (6.9)$$

$$\varepsilon_{\text{r,eff}} \xrightarrow{\mathfrak{F}} \underline{\varepsilon}, \quad (6.10)$$

wobei für die Fouriertransformierte der effektiven relativen Permittivität gilt: $\underline{\varepsilon} = \varepsilon' - j\varepsilon''$, mit der komplexwertigen relativen Permittivität $\underline{\varepsilon}$, ihrem Realteil ε' und ihrem Imaginärteil ε'' . Der Realteil repräsentiert die kapazitiven und der Imaginärteil die verlustbehafteten Eigenschaften des MO-Widerstandes. Aus Gl. (6.9) kann nun durch Lösung des Zeitintegrals von J_{ges} über einer 50-Hz-Periode des Feldstärkeverlaufs eine Funktion $D_{\text{eff}}(E(t))$ ($0 \leq t < 20 \text{ ms}$), wie sie in Abbildung 6.4 dargestellt ist, berechnet werden. Durch Mittelwertbildung der beiden Werte der elektrischen Flussdichte in jedem Punkt der elektrischen Feldstärke erhält man den ebenfalls abgebildeten grünen Kurvenverlauf, der den kapazitiven Anteil der $D_{\text{eff}}-E$ -Kurve wiedergibt. Die aufgespannte Fläche innerhalb der schwarzen Kurve steht hingegen in direkter Relation zu den elektrischen Verlusten und somit zur elektrischen Leitfähigkeit des Materials. Durch Lösung von Gl. (6.11) erhält man eine unabhängig von der elektrischen Leitfähigkeit berechnete relative Permittivität für alle Feldstärken zwischen dem negativen und positiven Scheitelwert des zur Herleitung von D_{eff} verwendeten Feldstärkeverlaufs.

$$\varepsilon_{\text{r}}(E) = \frac{D_{\text{kap}}(E)}{\varepsilon_0 E} := \varepsilon'. \quad (6.11)$$

Über die Verwendung von $D_{\text{eff}}-E$ -Kurven zur Darstellung des kapazitiv-resistiven Verhaltens verschiedener Materialien wurde bereits in [Chr10] berichtet. Die Autoren zeigen dort u. a., dass ein verlustfreies – und daher rein kapazitives – Material, eine *hysteresefreie* $D_{\text{eff}}-E$ -Kurve aufweist, während verlustbehaftete Materialien eine Hystereseschleife zeigen. Weiterhin wird auf die Möglichkeit hingewiesen, über die Steigung einer hysteresefreien $D_{\text{eff}}-E$ -Kurve die relative Permittivität⁵⁹ des Materials zu berechnen. Blatt leitet aus diesem Ansatz in [Bla15; Bla15b] die Schlussfolgerung ab, dass das rein kapazitive Materialverhalten durch Mittelwertbildung, wie oben beschrieben, aus jeder beliebigen $D_{\text{eff}}-E$ -Kurve vom kapazitiv-resistiven Verhalten separiert werden kann. Bei seinen Berechnungen der $D_{\text{eff}}-E$ -Kurve verwendet er allerdings weiterhin die unter Vorkenntnis der elektrischen Leitfähigkeit ermittelte rein kapazitive Stromdichte des Materials (vgl. Kapitel 6.2.2). Dieser Ansatz führt zu Fehlern bei der Berechnung der relativen Permittivität,

⁵⁹ Differentielle Permittivität in der Originalquelle (Erläuterung s. Seite 79).

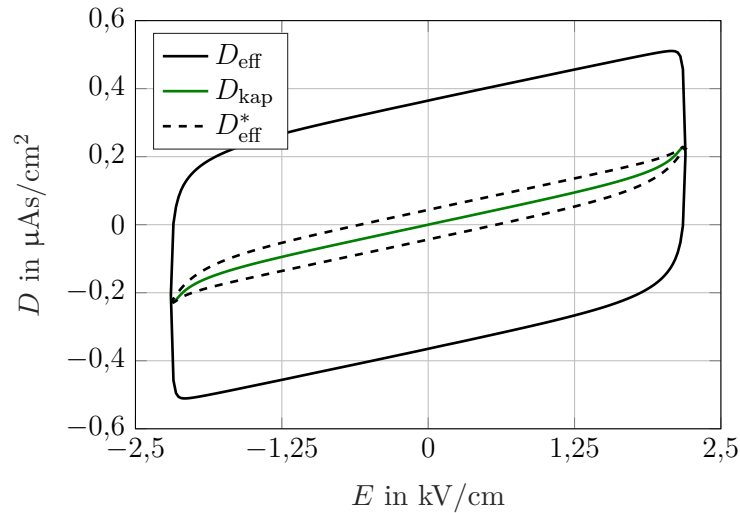


Abbildung 6.4.: D - E -Kurven eines MO-Widerstandes oberhalb seiner Bemessungsspannung und bei einer Temperatur von 20 °C

wenn durch Überschätzung der elektrischen Leitfähigkeit eine zu geringe kapazitive Stromdichte angenommen wird. Eine Unterschätzung der elektrischen Leitfähigkeit beeinflusst die berechnete Permittivität hingegen nicht, da sich in diesem Fall, unabhängig von der gewählten Stromdichte (J_{ges} oder J_{kap}), die gleichen Mittelwertkurven ergeben. Eine nach dem Vorgehen von Blatt berechnete D_{eff} - E -Kurve ist in Abbildung 6.4 mit dem gestrichelten Verlauf D_{eff}^* dargestellt. Ebenso wie die über die Gesamtstromdichte berechnete D_{eff} - E -Kurve weist auch diese Kurve eine Hysterese auf. Dieses Ergebnis deutet darauf hin, dass eine nach Gl. (6.4) *konventionell* berechnete die reale elektrische Leitfähigkeit nicht vollständig beschreiben kann. Dabei gibt das Verhältnis zwischen den Flächen innerhalb der gestrichelten und der durchgezogenen schwarzen Kurven den Fehler an, der bei der Berechnung der Verlustleistung in diesem Arbeitspunkt zu erwarten ist (hier: 12 %). Grundsätzlich wäre es daher naheliegend, die elektrische Leitfähigkeit mithilfe der eingeschlossenen Fläche zu berechnen. Dieses Vorgehen führt jedoch, ebenso wie andere in Kapitel 6.1 beschriebene Ansätze aus der Literatur, zu einer feldstärkeabhängigen Leitfähigkeit, die nur für den betrachteten Arbeitspunkt des Feldstärkeverlaufs gute Ergebnisse liefert (s. Kapitel 6.3).

In Abbildung 6.5 sind die über Gl. (6.8) und Gl. (6.11) berechneten relativen Permittivitäten eines MO-Widerstandes in Abhängigkeit von der elektrischen Feldstärke und der Temperatur vergleichend dargestellt. Setzt man die dort abgebildeten ε_r - E -Verläufe für höhere Feldstärken fort, kann ein rapider Abfall bis hin zu negativen ε_r -Werten festgestellt werden. Dieses Verhalten wurde häufig im Zusammenhang mit MO-Widerständen beobachtet (u. a. [Hin90; Ton14; Ein79]), ist jedoch bis heute nicht vollständig physikalisch

interpretiert. Eine mögliche Erklärung liegt laut [Ein79] darin, dass durch den schnellen Anstieg der elektrischen Leitfähigkeit im Durchbruchbereich die maßgeblich von den dielektrischen Eigenschaften der Korngrenzen bestimmte Kapazität überbrückt wird. Für die Simulationsmodelle in dieser Arbeit kann der genaue Verlauf der relativen Permittivität bei sehr hohen Feldstärken vernachlässigt werden, da in diesem Bereich der Potentialabfall über den MO-Widerständen entlang der Ableiterachse maßgeblich die elektrische Leitfähigkeit bestimmt⁶⁰.

Weiterhin zeigt sich, dass bei Anwendung von Gl. (6.8) – also einer Berechnung in Abhängigkeit von der elektrischen Leitfähigkeit – mit zunehmender Feldstärke höhere Permittivitäten ermittelt werden als mit Gl. (6.11). Hier zeigt sich der Einfluss einer zu groß angenommenen kapazitiven Stromdichte, die dazu führt, dass Teile der im Gegenzug zu klein angenommenen elektrischen Leitfähigkeit als Anteil der relativen Permittivität auftauchen.

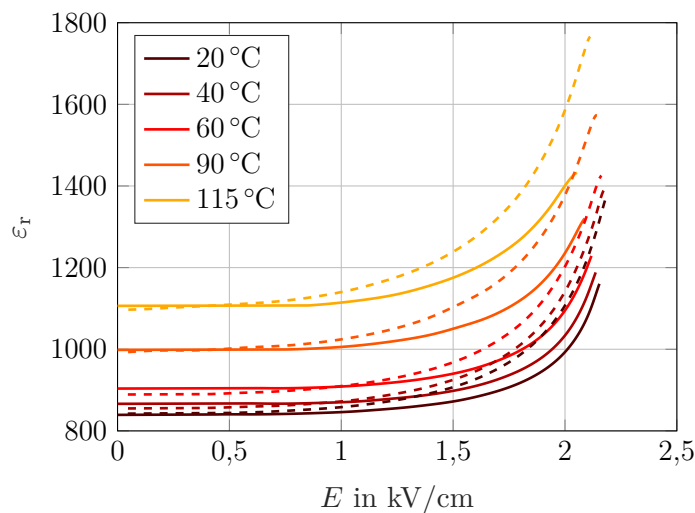


Abbildung 6.5.: Relative Permittivität eines MO-Widerstandes in Abhängigkeit von der elektrischen Feldstärke und der Temperatur. Berechnet nach: Gestrichelte Linien: Gl. (6.8), Durchgezogene Linien: Gl. (6.11).

Die berechneten Werte für die relative Permittivität fallen im Vergleich zu typischerweise für Dielektrika bekannte Werte recht hoch aus, entsprechen jedoch den in der Literatur im Zusammenhang mit MO-Widerständen genannten Werten (vgl. Lev75, Eda89, Fri11). Ihre Größe lässt sich damit erklären, dass die dielektrisch dominierenden Korngrenzen, von

⁶⁰ Diese Annahme wurde durch Vergleichssimulationen, bei denen die Permittivität im Durchbruchbereich entweder konstant oder linear extrapoliert wurde, bestätigt. Ein Unterschied der mit beiden Extrapolationsansätzen berechneten stationären Temperaturverteilungen konnte dabei aber nicht festgestellt werden.

denen jede eine Dicke kleiner 100 Å (nach [Had90]) aufweist, nur einen geringen Anteil der tatsächlichen physikalischen Dicke eines MO-Widerstandes ausmachen (vgl. [Lev77; Eda89])⁶¹. Die großen Permittivitäten sind daher lediglich ein Ergebnis der makroskopischen Modellvorstellung und entsprechen nicht den tatsächlich in den Korngrenzen eines MO-Widerstandes vorzufindenden Stoffeigenschaften.

6.3. Relaxationseffekte

Bisher wurde die Abhängigkeit der relativen Permittivität von der elektrischen Feldstärke lediglich durch Auswertung der Feldstärke- und Stromdichteverläufe in einem Arbeitspunkt – für die Messdaten mit dem höchsten Feldstärkescheitelwert – berechnet. Werden stattdessen Messdaten in unterschiedlichen Arbeitspunkten mit Gl.(6.9 – 6.11) ausgewertet, erhält man eine Kurvenschar wie in Abbildung 6.6 a) dargestellt. Die Endwerte der Kurven geben dabei Aufschluss über den Scheitelwert des verwendeten Feldstärkeverlaufs. Zusätzlich ist die unter Annahme einer zeitlich konstanten Permittivität nach Gl. (6.5) berechnete relative Permittivität $\varepsilon_r(\hat{E})$, ebenfalls für unterschiedliche Feldstärkescheitelwerte eingetragen⁶². Zu sehen ist, dass die relative Permittivität unabhängig vom Arbeitspunkt zunächst näherungsweise konstant verläuft und im Bereich hoher Feldstärken – insofern dieser Bereich im betrachteten Arbeitspunkt erreicht wird – einen steilen Anstieg erfährt. Je niedriger der Scheitelwert der Feldstärke im betrachteten Arbeitspunkt ist, desto höher ist der anfängliche konstante Wert der relativen Permittivität. Bei sehr hohen Feldstärken laufen die Kurven wieder übereinander.

In Abbildung 6.6 b) ist zusätzlich eine über die Hystereseschleife der D - E -Kurven (vgl. Abbildung 6.4) nach Gl. (6.12 – 6.13) berechnete elektrische Leitfähigkeit für unterschiedliche Feldstärkeverläufe im Vergleich zu einer nach Gl. (6.4) berechneten elektrischen Leitfähigkeit abgebildet. Die Leitfähigkeiten bei gleicher betrachteter Feldstärke sind umso größer, je höher der Scheitelwert des zur Herleitung herangezogenen Feldstärkeverlaufs ist. Im Scheitelwert des Feldstärkeverlaufs – Endwerte der jeweiligen Kurven – stimmen die mit Gl. (6.12) und Gl. (6.4) berechneten Leitfähigkeiten überein.

$$\sigma(E) = \frac{\dot{D}_{\text{hys}}(E)}{E}, \quad (6.12)$$

$$D_{\text{hys}}(E) = D_{\text{eff}}(E) - D_{\text{kap}}(E). \quad (6.13)$$

⁶¹ In [Lev77] wurde zwischen physikalischer und dielektrischer Dicke mithilfe von mikroskopischen Aufnahmen ein Faktor von etwa 1000 ermittelt.

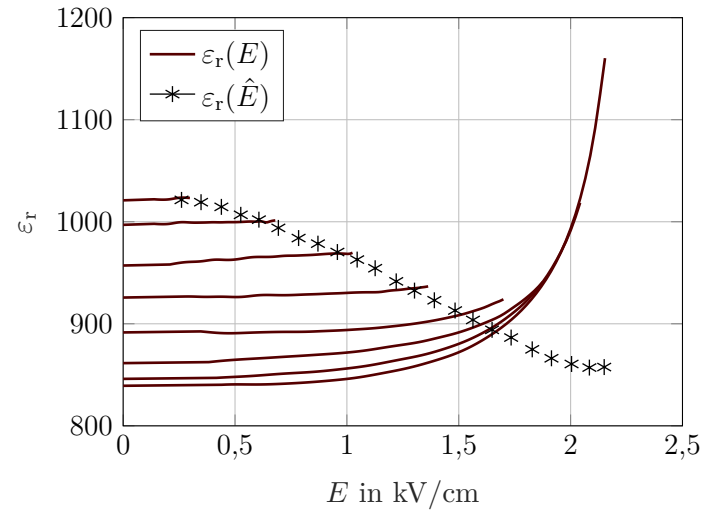
⁶² Eine alternative Berechnung mit Gl. (6.8) führt zu dem gleichen abfallenden Verhalten der relativen Permittivität im Bereich niedriger Feldstärken.

Die ermittelte Scheitelwertabhängigkeit der beiden elektrischen Parameter, über die bereits in anderweitiger Literatur berichtet wurde (u. a. in [Hin90; Den14]), zeigt, dass mit einem Ersatzschaltbild nach Abbildung 6.1 und der daraus abgeleiteten Beziehung für die Stromdichte nach Gl. (6.6) das elektrische Verhalten eines MO-Widerstandes nicht vollständig beschrieben ist. Die Beobachtung, dass die elektrischen Parameter nicht nur vom Momentanwert der elektrischen Feldstärke, sondern auch von deren zeitlichen Verlauf abhängen, deutet darauf hin, dass Relaxationseffekte – über die bereits in [Mor73; Al91; Ela03] im Zusammenhang mit MO-Widerständen berichtet wurde – den zeitlichen Stromverlauf eines MO-Widerstandes mitbestimmen. Für den Spezialfall eines rein sinusförmigen Feldstärkeverlaufs können die Auswirkungen dieser Effekte auf die elektrischen Parameter durch eine Implementierung des Scheitelwertes \hat{E} als zusätzliche dritte Parameterabhängigkeit ($\sigma, \epsilon_r = f(E, \hat{E}, T)$) berücksichtigt werden. In der in diesem Fall vorliegenden homogenen Feldanordnung kann über Gl. (6.14) vom Momentanwert $E(t)$ auf den Scheitelwert \hat{E} der lokalen Feldstärke geschlossen werden. Dieses Vorgehen wird exemplarisch für das FEM-Modell eines einzelnen MO-Widerstandes in Kapitel 6.5 gezeigt.

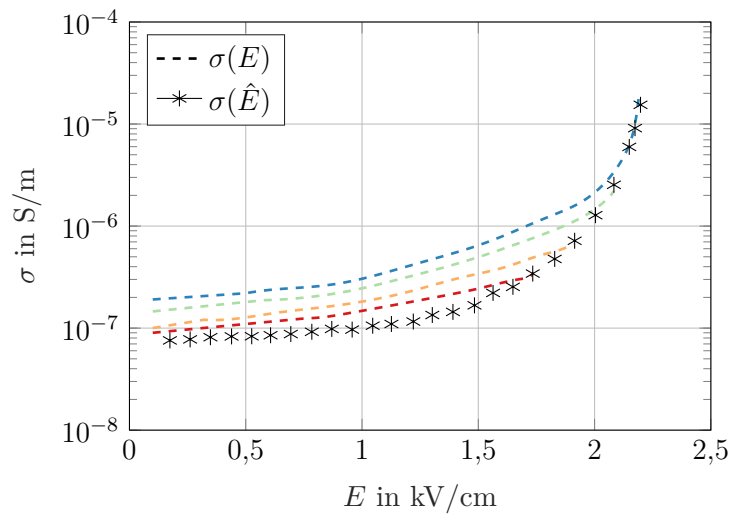
$$\hat{E} = \frac{E(t)}{\sin(2\pi t)}. \quad (6.14)$$

Am kompletten Ableiter weist die Anregungsspannung an der Hochspannungselektrode zwar zunächst ebenfalls einen sinusförmigen Verlauf auf, mit abnehmender Distanz zur Erdelektrode kann jedoch eine zunehmende Verzerrung und Phasenverschiebung der lokalen Spannungskurven festgestellt werden (vgl. Abbildung 6.7 a)). Vor allem im oberen Bereich des Ableiters nimmt die Phasenverschiebung aufgrund des starken Potentialabfalls in diesem Bereich am schnellsten zu. Dies führt zu einem Feldstärkeverlauf (durchgezogene Linie in Abbildung 6.7 b)), der neben der Grundfrequenz bis zur 7. Harmonischen noch einen Oberschwingungsanteil größer 1 % aufweist (s. Tabelle 6.1). Für den Fall eines inharmonischen Feldstärkeverlaufs können die Auswirkungen von Relaxationseffekten daher nicht mehr über eine Scheitelwertabhängigkeit modelliert werden, sondern setzen eine Berechnung der elektrischen Parameter unter Einbeziehung mehrerer frequenzabhängiger Relaxationszeitkonstanten voraus (vgl. [Ela03]). Das resultierende zu lösende Gleichungssystem ist dann nicht länger linear, sondern erfordert – neben der Schwierigkeit, die Relaxationszeitkonstanten zu bestimmen – einen iterativen, zeitintensiven Lösungsansatz (vgl. [Den14]). In dieser Arbeit werden Relaxationseffekte daher vernachlässigt und stattdessen eine nach Gl. (6.4) berechnete elektrische Leitfähigkeit und eine nach Gl. (6.11) berechnete, für die Messdaten mit dem höchsten Feldstärkescheitelwert ausgewertete relative Permittivität verwendet.

Die infolge einer Vernachlässigung der Relaxationseffekte zu erwartenden Fehler bei der



(a)



(b)

Abbildung 6.6.: a) Relative Permittivität $\varepsilon_r(E)$ eines MO-Widerstandes in Abhängigkeit von der elektrischen Feldstärke nach Gl. (6.11) und unter Annahme einer zeitlich konstanten Permittivität $\varepsilon_r(\hat{E})$ nach Gl. (6.5), b) Elektrische Leitfähigkeit $\sigma(E)$ eines MO-Widerstandes in Abhängigkeit von der elektrischen Feldstärke nach Gl. (6.12) und unter Anwendung der konventionellen Methode nach Gl. (6.4). Jeweils berechnet aus Feldstärkeverläufen mit unterschiedlichen Scheitelwerten und bei einer Temperatur von 20 °C.

Berechnung der elektrischen Verlustleistung werden in Kapitel 6.5 abgeschätzt. Weiterhin ist damit zu rechnen, dass die berechneten Eigenimpedanzen der MO-Widerstände fehlerbehaftet sind und somit ein Einfluss auf die simulierten axialen Potentialverteilungen der untersuchten Ableiter zu erwarten ist. Wie sich durch Vergleich der gemessenen und simulierten stationären Temperaturverteilungen in Kapitel 7.1 zeigen wird, können jedoch bereits mit den ausschließlich vom Momentanwert und der Steigung der Feldstärke abhängigen elektrischen Parametern hinreichend genaue Temperaturverläufe ermittelt werden.

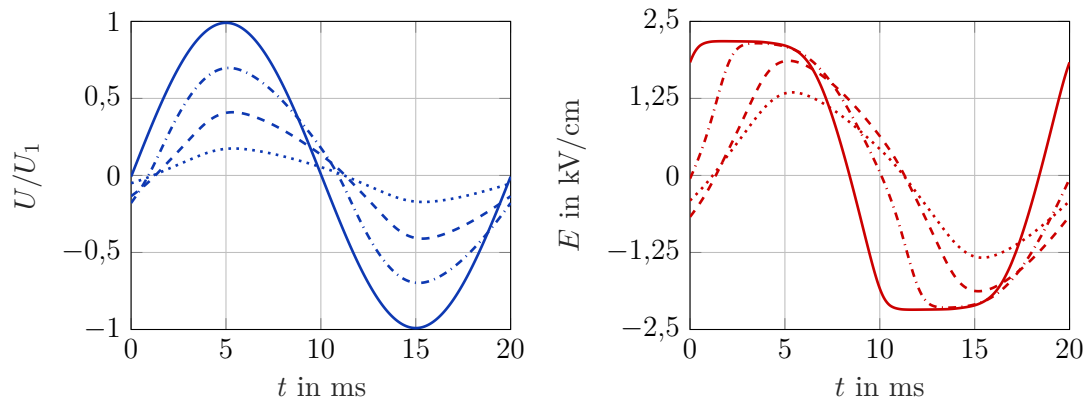


Abbildung 6.7.: Simulierter zeitlicher Spannungsverlauf gegen Erde auf vier unterschiedlichen Höhen entlang der Achse eines ungesteuerten Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 mit vier Baugliedern (links) und resultierende Feldstärkeverläufe an gleicher Stelle (rechts). Als Bezugsgröße des Potentialverlaufs wird die an der Hochspannungselektrode anliegende Spannung $U_1 = 1,1 \cdot U_c$ herangezogen. Die herangezogenen Höhen liegen jeweils eine halbe MO-Widerstandshöhe unterhalb des oberen Flansches jedes Baugliedes: (\cdots) 1,05 m, ($--$) 2,1 m, ($- \cdot -$) 3,15 m, ($-$) 4,2 m.

Tabelle 6.1.: Oberschwingungsanteile der Feldstärkeverläufe in Abbildung 6.7 rechts, bezogen auf die Grundschwingung mit einer Frequenz $f = 50$ Hz.

Signalposition	Harmonische			
	3.	5.	7.	9.
1,05 m	7,2 %	0,8 %	0,5 %	0,1 %
2,1 m	9,0 %	1,3 %	0,5 %	0,4 %
3,15 m	9,5 %	4,3 %	1,8 %	0,7 %
4,2 m	16 %	2,7 %	1,4 %	0,6 %

6.4. Frequenzabhängigkeit

Die Ergebnisse des vorigen Kapitels haben gezeigt, dass auch bei Versuchen, bei denen die Anregungsspannung einen rein sinusförmigen Verlauf mit einer Frequenz von 50 Hz aufweist, Feldstärkeverläufe entlang der axialen Achse eines MO-Ableiters auftreten können, die einen nicht zu vernachlässigenden Oberschwingungsanteil aufweisen. Um den Fehler abzuschätzen, der bei Berechnung der elektrischen Charakteristik der MO-Widerstände in den Simulationsmodellen durch Anwendung von reinen 50-Hz-Kennlinien zu erwarten ist, wurden weitere Messungen bei Frequenzen bis zur 9. Harmonischen (450 Hz) der 50-Hz-Grundfrequenz durchgeführt (s. Abbildung 6.8). Es zeigt sich, dass die relative Permittivität mit steigender Frequenz zunächst über den gesamten betrachteten Feldstärkebereich abnimmt, ab einer Frequenz von 350 Hz stagniert ihr Wert im Bereich von Feldstärken unterhalb von 0,5 kV/cm und nimmt bei 450 Hz sogar wieder zu. Für höhere Feldstärken kann für alle gemessenen Frequenzen eine Abnahme beobachtet werden, die jedoch mit zunehmender Frequenz geringer ausfällt. Inwiefern das nichtmonotone Verhalten im unteren Leckstrombereich physikalischer Natur ist oder aufgrund von Mess- und Auswertungsungenauigkeiten entsteht, kann mit den vorliegenden Ergebnissen nicht eindeutig entschieden werden. Die Abweichungen zur 50-Hz-Kennlinie sind in diesem Kennlinienbereich mit unter 3 % jedoch so gering, dass ihr Einfluss auf die Simulationsergebnisse vernachlässigt werden kann. Die Abweichungen bei höheren Feldstärken sind mit maximal –15 % ähnlich ausgeprägt wie die Unterschiede zwischen den in Abbildung 6.5 verglichenen Verfahren zur Herleitung der relativen Permittivität. Wie sich im nachfolgenden Kapitel 6.5 und in Kapitel 7.1.1 zeigen wird, hat eine derartige Abweichung sowohl auf den berechneten Strom- als auch Temperaturverlauf einen sichtbaren Effekt. Da Fehler infolge der Vernachlässigung des Frequenzverhaltens eines MO-Widerstandes jedoch nur mit dem Anteil der Harmonischen an der Grundschiwingung in die Berechnung eingehen, ist nicht davon auszugehen, dass Fehler in der ermittelten Größenordnung einen großen Einfluss auf die berechneten elektrischen Parameter haben. Generell ist neben dem Scheitelwert der jeweiligen harmonischen Schwingung auch deren Phasenlage ausschlaggebend (vgl. [Hin90]), beide Parameter ändern sich jedoch stetig während einer laufenden Simulation, was eine genauere Fehlerabschätzung schwierig bis unmöglich macht.

Die elektrische Leitfähigkeit zeigt eine im gesamten Leckstrombereich der Kennlinie mit der Frequenz zunehmende Charakteristik. Die größten Unterschiede treten im für die Berechnung der elektrischen Verlustleistung uninteressanten Bereich niedriger Feldstärken auf. Bei höheren Feldstärken laufen die Kennlinien wieder zusammen, so dass eine Auswirkung auf die berechnete Verlustleistung innerhalb der MO-Widerstände durch eine Vernachlässigung der vom 50-Hz-Verhalten abweichenden höheren Anteile der Leitfähigkeit

vernachlässigt werden kann, für diesen Parameter auch deshalb, weil Fehler in der Berechnung der Leitfähigkeit nur gemäß dem Anteil der Harmonischen an der Grundschwingung in die Berechnung einfließen.

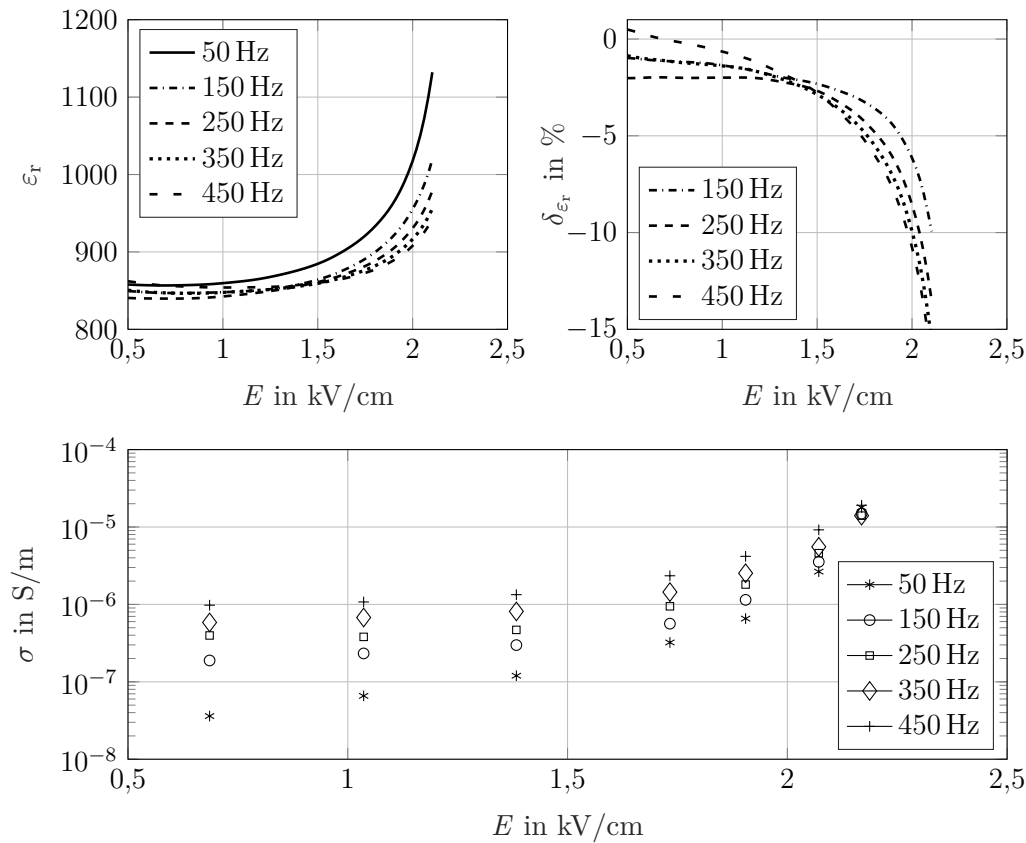


Abbildung 6.8.: Frequenzabhängigkeit der relativen Permittivität und der elektrischen Leitfähigkeit eines MO-Widerstandes. Für die relative Permittivität erfolgt die Auswertung des Frequenzverhaltens kontinuierlich über den abgebildeten Feldstärkebereich, für die elektrische Leitfähigkeit nur in den abgebildeten Stützpunkten.

6.5. Nachbildung der elektrischen Stromdichte

Um die in Kapitel 6.2 diskutierten Verfahren zur Bestimmung der relativen Permittivität eines MO-Widerstandes qualitativ zu vergleichen, werden im Labor gemessene Spannungen bei unterschiedlicher Aussteuerung als Anregungsspannungen im FEM-Modell eines einzelnen MO-Widerstandes verwendet. Die Ergebnisse der simulierten im Vergleich zu den bei gleicher Aussteuerung gemessenen Stromverläufen sind in Abbildung 6.9 dargestellt. Für alle Stromverläufe wurden eine im Scheitelwert der Messspannungen nach Gl. (6.4) bestimmte elektrische Leitfähigkeit sowie drei unterschiedliche Ansätze bezüglich

der Permittivität angenommen: 1. Eine zeitlich konstante relative Permittivität, berechnet nach Gl. (6.5), 2. Eine zeitlich veränderliche relative Permittivität, berechnet nach Gl. (6.6), 3. Eine zeitlich veränderliche relative Permittivität, berechnet nach Gl. (6.11). Die drei Annahmen sind entsprechend ihrer Nennung von links nach rechts als gestrichelte Stromverläufe abgebildet. Zusätzlich ist jeweils der unter Berücksichtigung einer Scheitelwertabhängigkeit simulierte Strom als gepunkteter Verlauf eingezeichnet.

Eine Scheitelwertabhängigkeit macht sich unabhängig vom gewählten Verfahren nur im überwiegend kapazitiven Kennlinienbereich unterhalb der Dauerspannung – in der Abbildung: $U = 0,43 \cdot U_c$ – bemerkbar. Oberhalb der Dauerspannung ist einerseits der resistive Strom zunehmend ausschlaggebend für den Gesamtstromverlauf, und andererseits verlaufen die abhängig von der Aussteuerung ermittelten ε_r - E -Kennlinien (s. Abbildung 6.6 a)) in weiten Bereichen der Feldstärke aufeinander oder zumindest mit nur geringen Abweichungen zueinander. Die Auswirkungen einer Vernachlässigung der ebenfalls vorhandenen Scheitelwertabhängigkeit für die elektrische Leitfähigkeit ist durch Vergleich der Stromverläufe nicht eindeutig zu erkennen.

Für den Fall einer zeitlich konstanten relativen Permittivität treten oberhalb der Dauerspannung U_c die größten Abweichungen zwischen den gemessenen und simulierten Stromverläufen in den ansteigenden Spannungsflanken auf. In den abfallenden Spannungsflanken wird hingegen eine gute Übereinstimmung zwischen Simulations- und Messkurven erzielt.

Unter Annahme einer zeitlich veränderlichen relativen Permittivität zeigt sich ein deutlicher Unterschied abhängig vom gewählten Verfahren zur Ermittlung der ε_r - E -Kennlinie. Eine mit Gl. (6.5) – daher in Abhängigkeit von der elektrischen Leitfähigkeit – bestimmte Permittivität führt in weiten Teilen des zeitlichen Verlaufs zu einer Überschätzung des Gesamtstromes. Die insgesamt beste Nachbildung des gemessenen Stromverlaufs wird hingegen mit Gl. (6.11) erzielt. Es ist jedoch auffällig, dass in den abfallenden Spannungsflanken eine schlechtere Übereinstimmung zu den Messkurven als unter Annahme einer zeitlich konstanten relativen Permittivität zu beobachten ist. Dieses Verhalten deutet darauf hin, dass die relative Permittivität neben einer Abhängigkeit vom Momentanwert und der Steigung der Feldstärke auch davon abhängt, ob ihr Wert zunimmt ($dE/dt > 0$) oder abnimmt ($dE/dt < 0$). In Abbildung 6.10 sind die unter einer solchen Annahme simulierten Stromverläufe dargestellt. Dabei wurde das Simulationsmodell so konfiguriert, dass die relative Permittivität beim Wechsel von einer positiven auf eine negative Änderung des Feldstärkebetrages auf ihren stationären Wert $\varepsilon_r(E = 0)$ wechselt – also einen negativen Sprung erfährt. Es zeigt sich, dass mit einem derart konfigurierten Modell nochmals eine Verbesserung der Stromnachbildung im Vergleich zur Annahme einer durchgängig

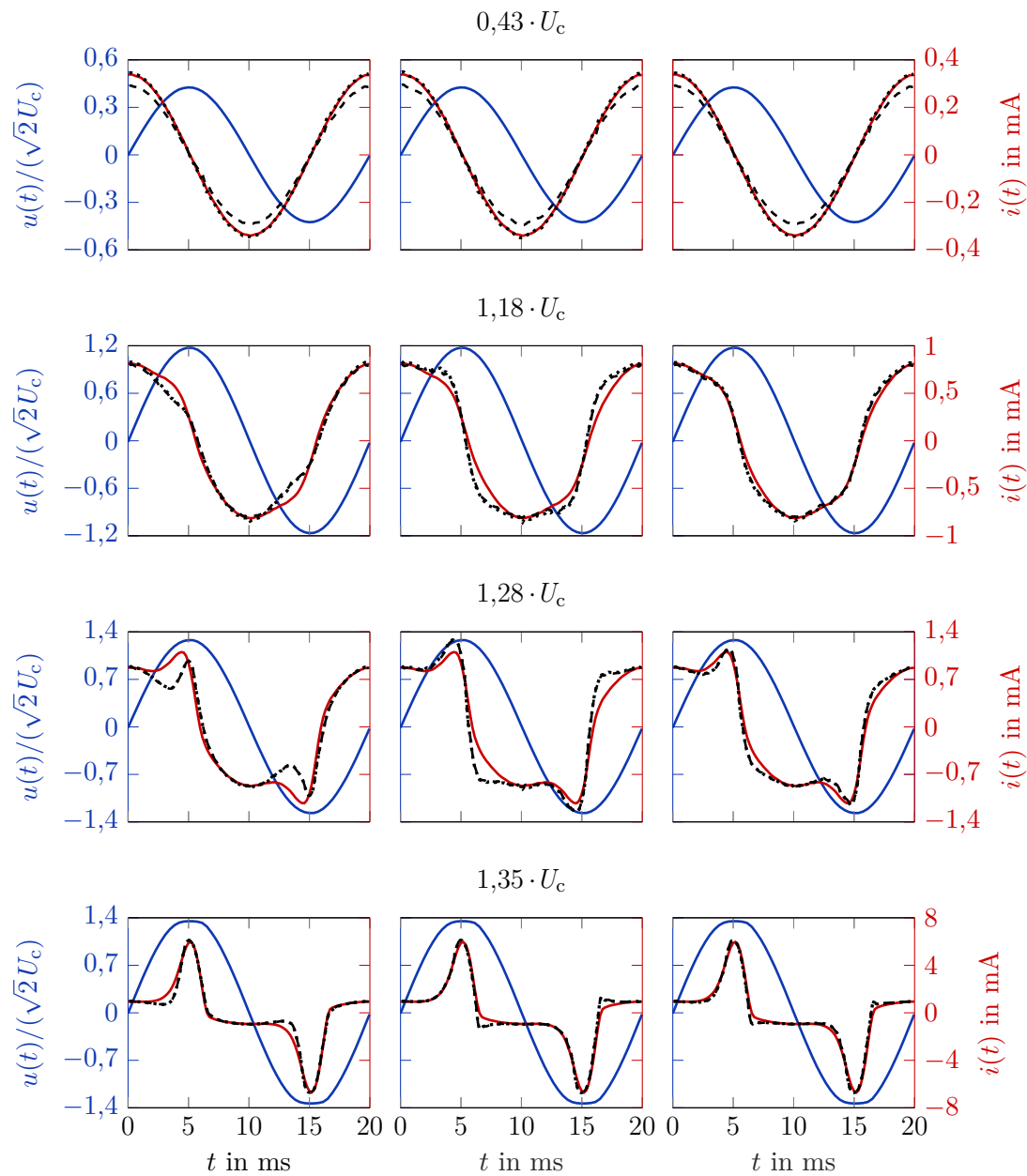


Abbildung 6.9.: Vergleich der gemessenen (roten) und simulierten (schwarzen) Stromverläufe an einem einzelnen MO-Widerstand für unterschiedliche Aussteuerungen (unter- und oberhalb der Dauerspannung U_c) bei einer Temperatur von 20°C . Für alle Kennlinien wurde eine elektrische Leitfähigkeit, ermittelt nach Gl. (6.4) angenommen. Für die relative Permittivität wurden drei unterschiedliche Annahmen getroffen: Links: ein zeitlich konstanter Wert nach Gl. (6.5); Mitte: ein zeitlich veränderlicher Wert nach Gl. (6.6); Rechts: ein zeitlich veränderlicher Wert nach Gl. (6.11). Die gestrichelten Verläufe wurden ohne, die gepunkteten mit Scheitelwertabhängigkeit der relativen Permittivität berechnet.

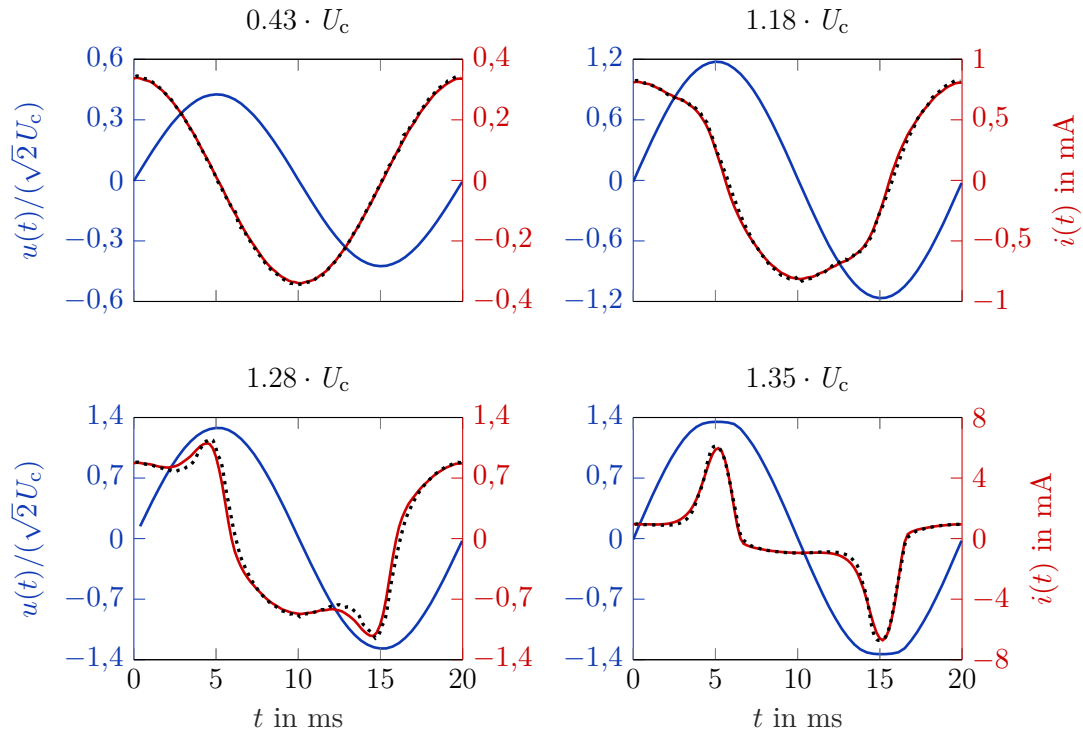


Abbildung 6.10.: Vergleich der gemessenen (roten) und simulierten (schwarzen) Stromverläufe an einem einzelnen MO-Widerstand für unterschiedliche Aussteuerungen (unter- und oberhalb der Dauerspannung U_c) bei einer Temperatur von 20 °C. Für alle Kennlinien wurde eine elektrische Leitfähigkeit, ermittelt nach Gl. (6.4) angenommen. Für die relative Permittivität wurde ein zeitlich konstanter Wert in den abfallenden und ein zeitlich veränderlicher Wert nach Gl. (6.11) für die ansteigenden Spannungsflanken angenommen. Die Verläufe wurden mit Scheitelwertabhängigkeit der relativen Permittivität berechnet.

zeitlich veränderlichen Permittivität erzielt werden kann. Eine Anwendung dieser Modellkonfiguration auf die kompletten Ableitermodelle führt allerdings zu keinen signifikanten Veränderungen hinsichtlich der simulierten Temperaturverläufe im Vergleich zu Simulationen mit einer durchgängig zeitlich veränderlichen Permittivität. Da eine sprunghafte Änderung der Permittivität zudem zu einem erschwerten Konvergenzverhalten des elektrischen Löses führt, wird die finale Modellkonfiguration mit einer durchgängig zeitlich veränderlichen Permittivität durchgeführt.

Unabhängig von der Möglichkeit, ein derartiges Verhalten zu simulieren, fehlt es derzeit noch an einer physikalischen Erklärung, um es vollständig zu beschreiben. Interessant ist in diesem Zusammenhang jedoch das bereits in Kapitel 6.2.3 angedeutete Verhalten der Permittivität bei sehr hohen Feldstärken, bei dem es zu einem rapiden Einbruch ihres Wertes kommt. Berücksichtigt man, dass die in Abbildung 6.5 berechneten ϵ_r - E -Kennlinien jeweils aus einem einzelnen Feldstärke- bzw. Spannungsverlauf berechnet wurden und somit der

Endbereich jeder Kennlinie im Scheitelwert des Verlaufes liegt, stehen die dort gemachten Beobachtungen des Abfalls der Permittivität in einem möglichen Zusammenhang mit dem Wechsel zwischen einer zeitlich veränderlichen Permittivität und ihrem stationären Wert.

Es hat sich gezeigt, dass trotz der verbliebenen Unsicherheiten die bei Berechnung der relativen Permittivität mit Gl. (6.11) erzielten Übereinstimmungen zwischen simulierten und gemessenen Stromverläufen im relevanten Kennlinienbereich von $0,8 \cdot U_c$ bis $1,2 \cdot U_c$ bereits als ausreichend genau angesehen werden können, um die zur Simulation der Potentialverteilung eines Ableiters relevante Eigenimpedanz der MO-Widerstände zu berechnen. Für die simulative Ermittlung der Temperaturverläufe ist zusätzlich eine richtige Berechnung der elektrischen Verlustleistung von Bedeutung. Da für alle in Abbildung 6.9 dargestellten Verfahren die gleiche elektrische Leitfähigkeit angenommen worden ist, ergeben alle dort dargestellten Stromkurven, bis auf vernachlässigbare Abweichungen ($\ll 1\%$), die gleichen Verlustleistungen. Auf eine gesonderte Betrachtung der unterschiedlichen Verfahren wird daher verzichtet.

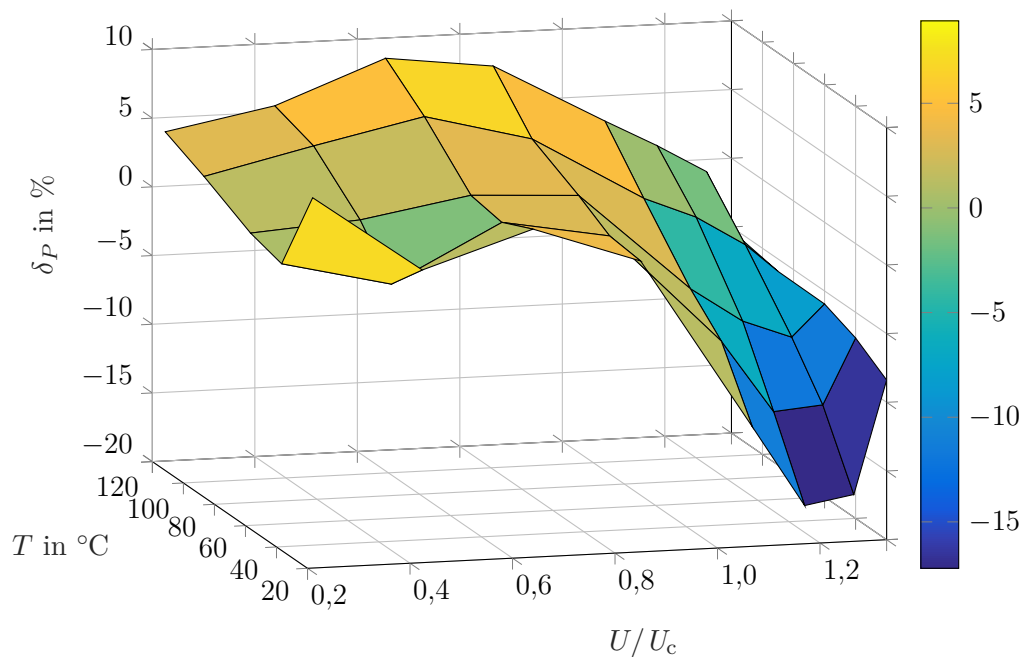


Abbildung 6.11.: Abweichung zwischen den aus den simulierten und gemessenen Spannungs- und Stromsignalen berechneten Verlustleistungen eines MO-Widerstandes aus dem Ableiter mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 bei unterschiedlichen Temperaturen und Spannungen. Referenzwert ist die gemessene Verlustleistung.

In Abbildung 6.11 sind die relativen Abweichungen zwischen den aus den simulierten und gemessenen Stromverläufen berechneten Verlustleistungen für einen MO-Widerstand, ein-

gesetzt im Ableiter mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2, für unterschiedliche Spannungen und Temperaturen dargestellt. Im Leckstrombereich unterhalb der Dauerspannung U_c liegt der mit den simulierten Messdaten ermittelte Fehler in einem Bereich von -2% bis $+8\%$. Fehler in diesem Bereich sind in erster Linie auf den geringen Signal-Rauschabstand zwischen dem noch nicht sichtbaren resistiven Stromscheitelwert (vgl. Abbildung 6.9) und dem Signalrauschen sowie Auswertungsungenauigkeiten zurück zu führen. Da bei den hier durchgeführten Versuchen trotz Potentialschiefverteilung die ermittelten Spannungsabfälle über den MO-Widerständen in einem Bereich zwischen $0,8 \cdot U_c$ und $1,2 \cdot U_c$ liegen, sind Fehler bei sehr niedrigen Spannungspegeln für die Ergebnisse dieser Arbeit nur von geringer Relevanz. Bei Spannungen in einem Bereich von $(1 \pm 0,35) U_c$ variiert der Fehler bei Temperaturen zwischen 20°C und 115°C von -17% bis $+4\%$, und der mittlere Fehler liegt bei $|\delta_{P,\text{avg}}| = +6,3\%$. Für die im kunststoffisolierten Ableiter verwendeten MO-Widerstände ergibt sich ein ähnliches Fehlerbild mit einer mittleren Abweichung im Bereich $(1 \pm 0,35) U_c$ von $|\delta_{P,\text{avg}}| = 6,8\%$ bzw. $|\delta_{P,\text{avg}}| = 7,7\%$ für die MO-Widerstände mit kleinem und großen Durchmesser. Diese Ergebnisse zeigen, dass trotz Vernachlässigung der Scheitelwertabhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit nur geringe Abweichungen zwischen simulierten und gemessenen Verlustleistungen auftreten. Lediglich bei niedrigen Temperaturen $T < 40^\circ\text{C}$ sind mit $|\delta_P| = 10 - 20\%$ etwas größere Fehler zu beobachten.

Um abschließend zu zeigen, dass die in diesem Kapitel hergeleiteten elektrischen Kennlinien $(\sigma(E, T), \varepsilon_r(E, T))$ auch bei Anwendung auf das Simulationsmodell eines kompletten Ableiters zu guten Ergebnissen führen, sind in Abbildung 6.12 die jeweils erdseitig gemessenen und simulierten Stromverläufe des Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 (mit Steuerring „StR4“) bei unterschiedlichen Aussteuerungen im Bereich von $0,33 \cdot U_c$ bis $1,1 \cdot U_c$ abgebildet. Für Spannungen unterhalb der Dauerspannung des Ableiters kann zum einen eine Phasenverschiebung zwischen gemessenen und simulierten Stromverläufen festgestellt werden, und zum anderen zeigt sich, dass aufgrund der Vernachlässigung der in Kapitel 6.3 beschriebenen Relaxationseffekte der in diesem Bereich überwiegend kapazitive Strom unterschätzt wird. Für den Spannungsbereich $U \geq U_c$, in dem bereits eine leichte resistive Komponente zu erkennen ist, können die gemessenen Stromverläufe jedoch mit nur geringen Abweichungen auf dem Simulationsweg nachgebildet werden. Da alle in dieser Arbeit mit Wechselspannung durchgeführten Untersuchungen mit einer Versuchsspannung $U \geq U_c$ durchgeführt werden, ist anzunehmen, dass sich eine Vernachlässigung der Relaxationseffekte nicht auf die Qualität der Simulationsergebnisse auswirkt.

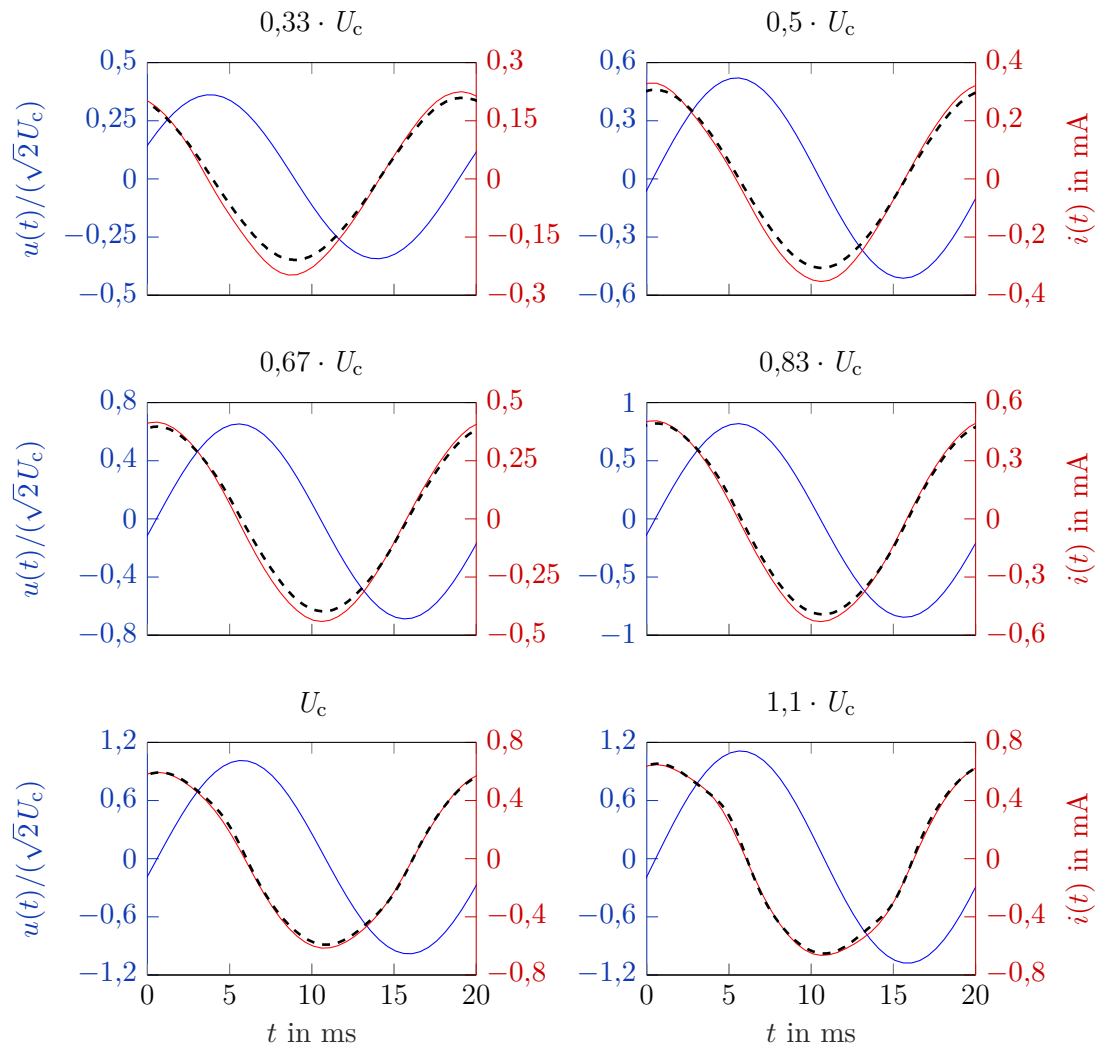


Abbildung 6.12.: Vergleich der erdseitig gemessenen (roten) und simulierten (schwarzen) Stromverläufe am kompletten Ableiter vom Typ Siemens 3EP2 mit Steuerring 4 für unterschiedliche Aussteuerungen (unter- und oberhalb der Dauerspannung U_c) bei einer Temperatur von 20 °C.

7. Messung und Simulation des elektrothermischen Verhaltens von MO-Ableitern

In den nachfolgenden Kapiteln werden die Ergebnisse zur Untersuchung des elektrothermischen Verhaltens von MO-Ableitern vorgestellt. Bis einschließlich Kapitel 7.2 wurde ein Großteil der Ergebnisse sowohl aus Messungen⁶³ (vgl. Kapitel 4.1) als auch durch Simulationen⁶⁴ gewonnen. In diesen Kapiteln findet daher neben einer Interpretation der Ergebnisse gleichzeitig eine Validierung des Simulationsmodells sowie eine Diskussion möglicher Einflussgrößen statt. In Kapitel 7.3 werden dann die mit dem validierten Simulationsmodell ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen nach Impulsenergieeinträgen präsentiert, die experimentell nicht durchzuführen sind. Abschließend wird in Kapitel 7.4 noch ein Vergleich zwischen den mit einem thermischen Äquivalent und einem kompletten Ableiter ermittelten thermisch eintragbaren Energien nach Impulsenergieeinträgen durchgeführt, was ebenfalls experimentell nicht durchführbar wäre. Die Gliederung des Kapitels (mit Ausnahme des letzten Unterkapitels) richtet sich dabei nach dem chronologischen Ablauf, wie er in Abbildung 7.1 in Anlehnung an die Arbeitsprüfung (vgl. Kapitel 2.5) dargestellt ist.

Als Anfangstemperatur wird im gesamten Rechengebiet des Simulationsmodells die zu Beginn im Labor gemessene Umgebungstemperatur T_{amb} angesetzt. In einem ersten Versuchsschritt wird dann zunächst bis zum Erreichen einer stationären mittleren Ableitertemperatur T_{st} zum Zeitpunkt t_1 eine Versuchsspannung⁶⁵ $U_1 = 1,1 \cdot U_c$ an den Ableiter angelegt (s. Kapitel 7.1). Für den anschließenden Energieeintrag wird, im Fall eines Wechselstromenergieeintrages (vgl. Kapitel 7.2), die Versuchsspannung auf einen Wert $U_2 > U_1$

⁶³ Die Ergebnisse der Messungen am Ableiter mit Porzellan Gehäuse vom Typ Siemens 3EP2 sind auch in der studentischen Arbeit [Mor16] dokumentiert und ausgewertet.

⁶⁴ Für diese Forschungsarbeit wurden Rechnungen auf dem Lichtenberg-Hochleistungsrechner der Technischen Universität Darmstadt durchgeführt.

⁶⁵ Zur Vereinfachung wird sowohl für die Messungen als auch die Simulationen der Begriff *Versuchsspannung* verwendet, auch wenn im Simulationsmodell die Anregungsgröße des Modells gemeint und damit der Begriff *Anregungsspannung* geläufiger ist.

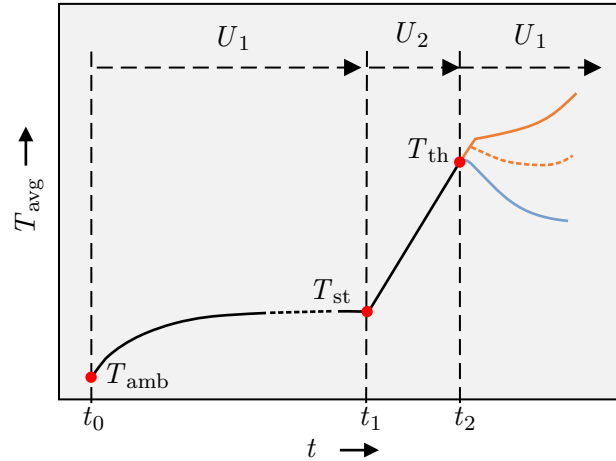


Abbildung 7.1.: Versuchsablauf zur Bestimmung der thermischen Stabilitätsgrenze; stabiler Zustand (blaue Kurve), instabile Zustände (orange Kurven). Darstellung in Anlehnung an [Gie16], Bild 2.

erhöht und nachgeregelt, so dass sich ein erdseitig gemessener Strom mit einem konstant gehaltenen resistiven Scheitelwert von 40 mA für den Ableiter vom Typ Siemens 3EP2 bzw. 70 mA für den Ableiter vom Typ Siemens 3EQ4 einstellt. Die Höhe des resistiven Scheitelwertes im Simulationsmodell wird so ausgewählt, dass sich die zu Beginn eines Energieeintrages experimentell ermittelte Verlustleistung ergibt. Dadurch wird sichergestellt, dass die experimentellen und simulierten Aufheizzeiten näherungsweise gleich sind. Der resultierende Strom liegt dabei um einen Faktor von bis zu 1,5 oberhalb des bei den Messungen angewendeten Wertes. Dies ist darin begründet, dass die Wechselspannungskaskade in diesem Strombereich, im Gegensatz zur stets sinusförmigen Spannung im Simulationsmodell, bereits signifikante Oberschwingungsanteile aufweist. Damit weist sie bei gleichem Spannungsscheitelwert einen zu einem sinusförmigen Verlauf abweichenden Effektivwert auf. Im Simulationsmodell ist es durch die Berücksichtigung eines zwischen Hochspannung und Ableiter angeordneten virtuellen Widerstandes theoretisch möglich, eine nicht sinusförmige Spannungsform zu erzeugen. Da im Netz jedoch mit einer nahezu sinusförmigen Spannung zu rechnen ist, wurde auf diese Modellierungsmöglichkeit verzichtet. Für das Erwärmungsverhalten des Ableiters ist unter der Voraussetzung, dass eine homogene elektrische Belastung vorliegt⁶⁶, ohnehin ausschließlich die eingebrachte Leistung und deren Dauer, nicht jedoch die Spannungsform ausschlaggebend. Ursprünglich wurde die Dauerspannung des Ableiters als Versuchsspannung U_1 angesetzt. Es hat sich jedoch gezeigt, dass in diesem Fall die im zweiten Versuchsschritt zur ermittelnde thermische Stabilitätsgrenze T_{th} bei allen Ableiterkonfigurationen auf Höhe von Temperaturen

⁶⁶ Da während des Energieeintrages aufgrund des nahezu ausschließlich resistiven Stroms die Effekte von Streukapazitäten vernachlässigt werden können, ist diese Bedingung im vorliegenden Fall immer erfüllt.

liegt, welche die Grenztemperatur der eingesetzten Temperatursensoren von 300 °C überschreitet. Durch die Wahl einer Versuchsspannung 10 % oberhalb der Dauerspannung U_c konnte das Temperaturniveau der thermischen Stabilitätsgrenze soweit gesenkt werden, dass keine Temperaturen oberhalb von 300 °C mehr auftreten⁶⁷.

Nach Erreichen einer angestrebten mittleren Ableitertemperatur zum Zeitpunkt t_2 wird die Versuchsspannung wieder auf den Wert U_1 abgesenkt und der Versuch solange fortgesetzt, bis der Ableiter entweder abkühlt oder sich weiter aufheizt – sich also thermisch stabil oder instabil verhält. Der Versuchsablauf wird für jeden Ableitertyp und jede Konfiguration so oft wiederholt, bis ein Bereich der mittleren Ableitertemperatur von maximal 3 K gefunden wurde, an dessen unterer Grenze sich ein stabiles und an dessen oberer Grenze sich ein instabiles Verhalten des Ableiters zeigt. Der untere Grenzwert wird dann als thermische Stabilitätsgrenze definiert (vgl. [Gie16; Gie17b]). Bei den Laborversuchen lag zwischen jedem Versuchsdurchlauf eine Nacht, so dass der Ableiter wieder auf Umgebungstemperatur abkühlen konnte. Im Simulationsfall muss lediglich der Versuchsablauf ab dem Zeitpunkt t_1 wiederholt durchgeführt werden. Die Durchführung der Versuche mit Impulsenergieeinträgen unterscheidet sich von dem beschriebenen Versuchsablauf lediglich in der Strom- und Spannungsform sowie Zeitdauer des Energieeintrages im Zeitraum t_1 bis t_2 (s. Kapitel 7.3).

Für die Angabe von Temperaturen wird nachfolgend die Einheit °C für Absoluttemperaturen und die Einheit K für Temperaturdifferenzen verwendet. Die Wahl der Einheit °C für Absoluttemperaturen ist darin begründet, dass im Gegensatz zu einer im physikalischen Raum üblichen Notation in K bei Betrachtung von relativen Temperaturabweichungen (z. B. zwischen Simulations- und Messdaten) aufgrund der kleineren Bezugsgröße größere und daher besser zu unterscheidende Fehler ausgewertet werden können. Aus vergleichbaren Gründen wird keine Darstellung und Auswertung von Übertemperaturverläufen (mit der Umgebungstemperatur als Bezugsgröße), wie es u. a. in der IEC-Ableiternorm (vgl. [IEC 60099-4]) üblich ist, durchgeführt. In diesem Fall würden sich im Bereich kleiner Absoluttemperaturen bereits bei Abweichungen von wenigen Kelvin Fehler im Bereich von einigen 100 % ergeben⁶⁸. Für die Untersuchung der thermischen Stabilität eines Ableiters spielen Abweichungen von wenigen Kelvin allerdings keine Rolle. Die in diesem Kapitel

⁶⁷ Durch die erhöhte Versuchsspannung ist zu beachten, dass für die untersuchten Ableiter (Siemens 3EP2 und Siemens 3EQ4) die ermittelten stationären Temperaturverteilungen oberhalb und die ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen unterhalb der Temperaturniveaus liegen, die mit einer Versuchsspannung $U_1 = U_c$ resultieren würden. Sowohl auf die Beurteilung des Einflusses unterschiedlicher Steuermaßnahmen auf das thermische Verhalten eines MO-Ableiters als auch auf die Validierung des Simulationsmodells hat die erhöhte Versuchsspannung keinen Einfluss.

⁶⁸ Die Temperatursensoren weisen bereits eine statistische Messunsicherheit von ± 1 K auf.

angegebenen Abweichungen berechnen sich somit nach:

$$\delta_T = \frac{|\Delta T|}{T_{\text{ref}}} \cdot 100 \%, \quad (7.1)$$

$$\Delta T = T - T_{\text{ref}}, \quad (7.2)$$

mit der Referenztemperatur T_{ref} und der auszuwertenden Temperatur T (jeweils in $^{\circ}\text{C}$). Aufgrund der für Temperaturdifferenzen geltenden Äquivalenz $[\Delta T] = \text{K} \equiv ^{\circ}\text{C}$ wird, sofern nichts anderes angegeben ist, die Einheit $[\delta_T] = \%$ verwendet.

Neben den in Kapitel 5.2 angegebenen Geometrie- und Modellparametern und den elektrischen Materialparametern σ und ε_r aus Kapitel 6 können die wichtigsten thermischen Materialparameter Tabelle C.1 im Anhang C entnommen werden. Die dort gelisteten Emissionsgrade ε_{rad} wurden durch eigene Messungen mit einer Infrarotkamera ermittelt und mit Literaturwerten validiert. Die Massendichten ρ_m , die Wärmeleitfähigkeiten k bei 20°C und die Wärmekapazitäten c_p zwischen 20°C und 200°C von zwei der eingesetzten MO-Widerstände wurden mit einem Thermoscanner bzw. einem Kalorimeter am Fachgebiet Angewandte Geothermie der TU Darmstadt ermittelt und zeigen ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit Literaturwerten (z. B. in [Lat83; Hin90; Gue01; Sey15]). Da diese Messungen für beide MO-Widerstände nahezu identische Werte lieferte, wurde für alle drei eingesetzten MO-Widerstände mit einer konstanten Wärmeleitfähigkeit von $23,7 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ und den gleichen temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazitäten gerechnet. Eine Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit konnte mit dem vorhandenen Messequipment nicht bestimmt werden. Andere Literaturquellen weisen jedoch darauf hin, dass diese bei MO-Widerständen lediglich gering ausgeprägt ist. In [Hin90] wird beispielsweise ein Unterschied der Wärmeleitfähigkeit von $23 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ bei 20°C zu $19 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ bei 200°C angegeben. Da in Testsimulationen festgestellt wurde, dass eine Änderung der Wärmeleitfähigkeit von 20 % nur zu vernachlässigbaren Änderungen hinsichtlich der hier durchgeführten Untersuchungen führt, wird eine Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit im Weiteren vernachlässigt.

Eine Übersicht über die Bedeutungen der nachfolgend verwendeten Bezeichnungen ist in Tabelle 7.1 gegeben. Im Fall des kunststoffisolierten Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 geben die Buchstaben an, mit welchen MO-Widerständen (Typ A: $D_{\text{MO}} \approx 80 \text{ mm}$, Typ B: $D_{\text{MO}} \approx 100 \text{ mm}$) die Aktivteile der beiden Bauglieder bestückt sind, und ob am obersten Ableiterflansch ein Steuerring „StR“ angebracht ist, bzw. ob der Ableiter auf einem Podest „P“ steht. Im Fall des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 bezieht sich die Bezeichnung darauf, ob ein Steuerring angebracht ist und welche Größe dieser aufweist. Dabei steigt die Steuerringgröße von 1 bis 4 an. Eine detailliertere Beschreibung

der unterschiedlichen Ableitertypen, -konfigurationen und Steuerringgrößen ist in Kapitel 4 zu finden.

Tabelle 7.1.: Erläuterung der in diesem Kapitel verwendeten Bezeichnungen für die untersuchten Ableiterkonfigurationen des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 und des kunststoffisolierten Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4

Ableiter	Bezeichnung	Konfiguration
3EP2	ungesteuert	ohne Steuerring
	StR1	mit Steuerring 1
	StR2	mit Steuerring 2
	StR3	mit Steuerring 3
	StR4	mit Steuerring 4
3EQ4	A-A	Aktivteile: A (oben), A (unten); ohne Steuerring
	A-A-StR	Aktivteile: A (oben), A (unten); mit Steuerring
	B-A	Aktivteile: B (oben), A (unten); ohne Steuerring
	B-A-P	Aktivteile: B (oben), A (unten); ohne Steuerring; auf Podest
	B-A- U_{10kA}	Aktivteile: B (oben), A (unten); U_{10kA} der Aktivteile gleich*

*Bei allen anderen Konfigurationen wurden die Aktivteile so ausgelegt, dass sie die gleiche Dauerspannung U_c aufweisen.

Im Folgenden sind die getroffenen Annahmen und Modellierungsansätze für die in Kapitel 7.1 bis Kapitel 7.3 vorgestellten finalen Simulationsergebnisse noch einmal aufgeführt:

- Lösung der thermischen Problemstellung mit den Gleichungen beschrieben in Kapitel 5.4,
- Nachbildung des elektrischen Einflusses der Steuerringstreben auf die axiale Spannungsverteilung der untersuchten MO-Ableiter mithilfe eines virtuellen Steuerringes (s. Kapitel 5.7.1),
- Nachbildung des elektrischen Einflusses der Versuchsfeldumgebung auf die axiale Spannungsverteilung der untersuchten MO-Ableiter mithilfe eines virtuellen Potentialringes (s. Kapitel 5.7.2),
- Annahme einer elektrischen Leitfähigkeit der MO-Widerstände berechnet nach Gl. (6.4) in Kapitel 6.1,
- Annahme einer relativen Permittivität der MO-Widerstände berechnet nach Gl. (6.11) in Kapitel 6.2.3⁶⁹.

⁶⁹ Entspricht ϵ_{r4} in Kapitel 7.1.1.

7.1. Stationäre Temperaturverteilungen

Über die nachfolgend gezeigten Ergebnisse wurde erstmals in der Literatur [Gie16; Gie17a; Gie17b; Gie17c] des Autors berichtet.

Zur Validierung des Simulationsmodells werden zunächst der gemessene und der simulierte Temperaturanstieg innerhalb der ersten Stunden nach Anlegen einer Versuchsspannung U_1 für beide Ableitertypen (Siemens 3EP2 und Siemens 3EQ4) gegenübergestellt. In Abbildung 7.2 sind die entsprechenden Verläufe für alle Steuerringkonfigurationen des Ableiters mit Porzellangehäuse (Siemens 3EP2) dargestellt. Im Fall des ungesteuerten und schwach gesteuerten Ableiters (StR1 und StR2) stimmen die simulierten und gemessenen Temperaturverläufe gut überein, tendenziell verlaufen jedoch die gemessenen Temperaturen im obersten, vierten Bauglied leicht unterhalb und im dritten Bauglied leicht oberhalb der simulierten Temperaturen. Im Fall des stark gesteuerten Ableiters (StR3 und StR4) wird die gemessene Temperatur durch die Simulationskurven – mit Ausnahme des Verlaufs im dritten Bauglied von StR4 – leicht unterschätzt.

Die Zeit, bis ein stationärer Zustand ($\Delta T < 1 \text{ K/h}$) erreicht wird, ist bei allen Konfigurationen im Simulationsfall im Vergleich zu den Messungen leicht erhöht (10 % bis 20 %). Als Gründe für die zeitlichen Abweichungen können auf der einen Seite Schwankungen der Versuchsparameter, u. a. der Versuchsspannung (s. Kapitel 7.1.2), das Vorhandensein leichter erzwungener Konvektion, ein leichter Anstieg der Umgebungstemperatur ($\Delta T_{\text{amb}} < 3 \text{ K}$) mit fortschreitender Versuchszeit, und auf der anderen Seite Ungenauigkeiten bei der Annäherung der Modellparameter angenommen werden. Insbesondere die Annahme einer im gesamten Luftspalt zwischen Aktivteil und Gehäuseinnenseite gleichen konvektiven Wärmeübertragung – ausgedrückt in einer effektiven Leitfähigkeit (vgl. Kapitel 5.4.3) – und die Vernachlässigung der mechanischen Konstruktion (GFK-Käfig) des Aktivteils haben einen Einfluss auf die bei der Messung ermittelten Temperaturverläufe. Die negativen Temperaturabweichungen im Bereich unterhalb von 40°C sind hingegen, unter Berücksichtigung der Tatsache, dass bei diesen Steuerringkonfigurationen Spannungen im Bereich von $0,8 \cdot U_c$ bis $1,3 \cdot U_c$ über den einzelnen MO-Widerständen abfallen, in erster Linie auf die verhältnismäßig großen Fehler der ermittelten Verlustleistung ($\delta_P = -10\% \text{ bis } -20\%$) in diesem Spannungs- und Temperaturbereich zurückzuführen (vgl. Abbildung 6.11). Die Temperaturverläufe im Fall des kunststoffisolierten Ableiters Siemens 3EQ4 (s. Abbildung 7.3) bestätigen die grundsätzlich gute Übereinstimmung zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturen zusätzlich. In diesem Fall liegen die simulierten jedoch generell in

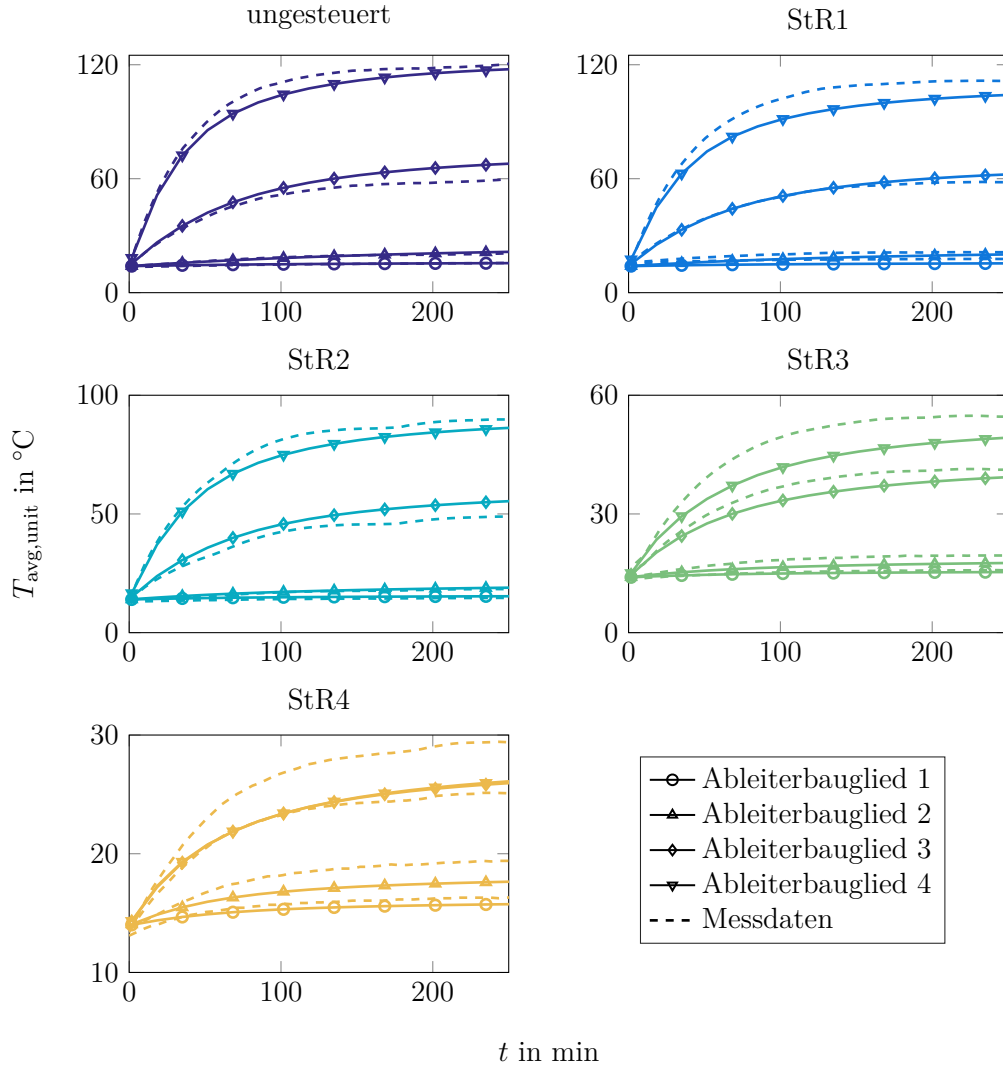


Abbildung 7.2.: Gegenüberstellung Messung und Simulation der mittleren axialen Ableitertemperatur in den einzelnen Baugliedern des Porzellanableiters vom Typ Siemens 3EP2 bei unterschiedlichem Grad der Steuerung in den ersten 250 min nach Anlegen der Versuchsspannung $U_1 = 330 \text{ kV}$. Die Erwärmungskurven der Ableiterbauglieder 3 und 4 verlaufen für StR4 aufeinander. Darstellung angelehnt an [Gie17b], Fig. 7.

beiden Baugliedern leicht oberhalb der gemessenen Verläufe⁷⁰.

Als weiteres Validierungsszenario werden die axialen Temperaturen im stationären Zustand verglichen. Die durchgezogenen Linien in den Abbildungen 7.4 a) und c) zeigen

⁷⁰ Für den Fall der Ableiterkonfiguration B-A-P liegen die Temperaturen zu Messbeginn leicht oberhalb der Umgebungstemperatur (ca. 2 K). Dies ist darin begründet, dass der Ableiter von einem Versuch des Vortages noch nicht wieder vollständig abgekühlt war.

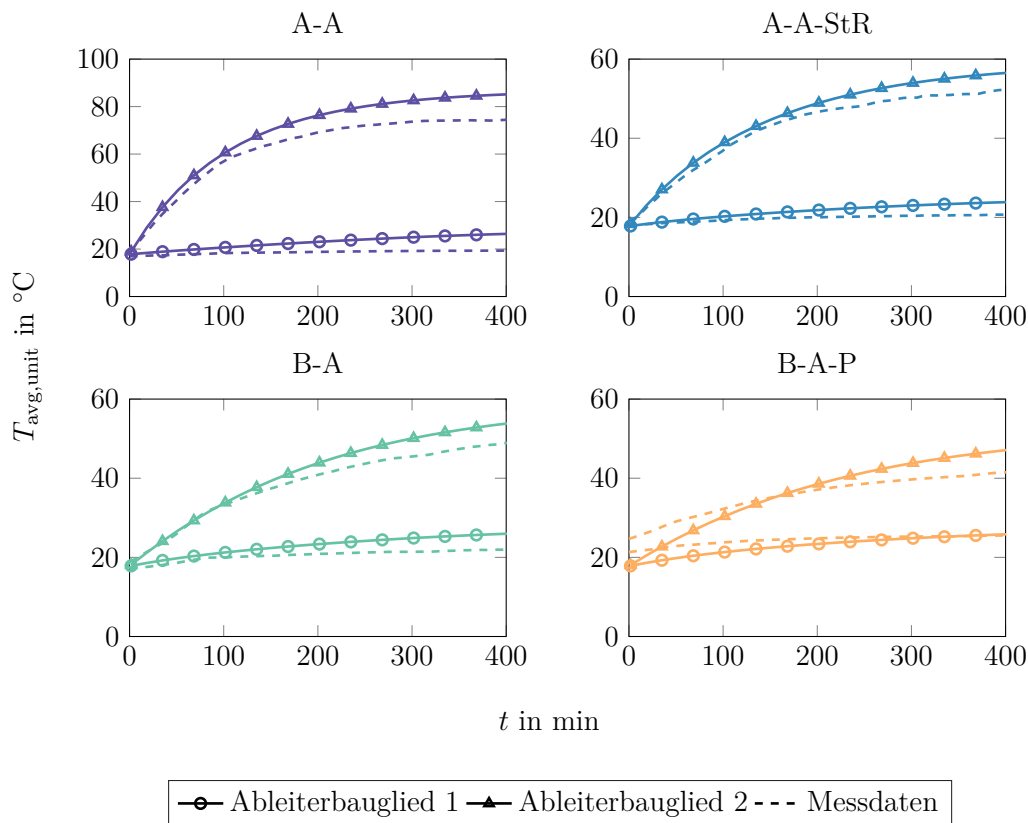


Abbildung 7.3.: Mittlere axiale Ableitertemperatur in den einzelnen Baugliedern des Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 für unterschiedliche Konfigurationen in den ersten 400 min nach Anlegen der Versuchsspannung $U_1 = 322 \text{ kV}$.

die simulierten Temperaturverläufe und die Marker die in den Messpunkten zwischen den MO-Widerständen experimentell ermittelten Temperaturen für a) den Ableiter mit Porzellangehäuse und c) den kunststoffisolierten Ableiter. In Tabelle 7.2 sind außerdem die aus den Temperaturverläufen ermittelten mittleren Ableitertemperaturen angegeben. Es zeigt sich, dass die experimentell ermittelten stationären Temperaturen in weiten Abschnitten der Ableiter mit nur geringen Abweichungen auf dem Simulationsweg nachgebildet werden können. Beim kunststoffisolierten Ableiter werden die gemessenen durch die simulierten Temperaturen tendenziell leicht überschätzt, im wichtigeren zweiten Bauglied, in dem die höchsten Temperaturen auftreten, ist die Übereinstimmung mit einer maximalen mittleren Abweichung von 11 % im Fall der Konfiguration A-A jedoch eher gering. Für beide Ableitertypen kann zudem festgestellt werden, dass der tendenzielle Verlauf der gemessenen Temperaturen, inklusive der Positionen lokaler Minima und Maxima, sehr gut von den simulierten Kurven getroffen wird. Für den Ableiter mit Porzellangehäuse

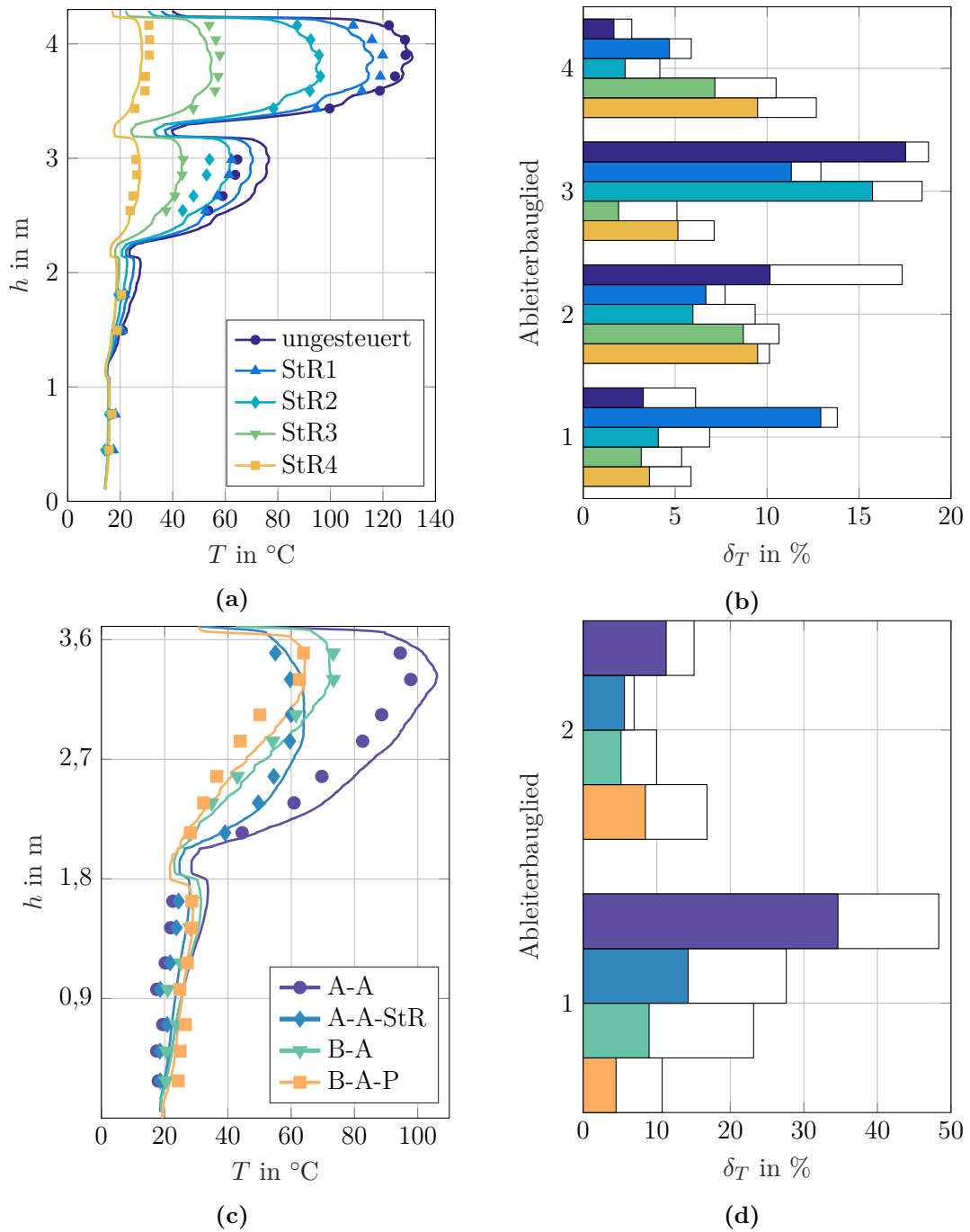


Abbildung 7.4.: Stationäre Temperaturverteilung entlang der Ableiterachse: a) des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 und c) des kunststoffisolierten Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4. Die Marker zeigen die in Laborversuchen, die durchgezogenen Linien die mit einer elektro-thermisch gekoppelten Simulation erzielten Ergebnisse (vgl. [Gie17a]); b) und d): Mittlerer (farbig) und maximaler (weiß) Fehler zwischen simulierten und gemessenen Temperaturen in den einzelnen Ableiterbaugliedern.

Tabelle 7.2.: Umgebungstemperatur T_{amb} und mittlere Ableitertemperaturen (jeweils in °C) der Ableiter Siemens 3EP2 und Siemens 3EQ4 im stationären Zustand, basierend auf Messungen ($T_{\text{st,meas}}$), auf Simulationen $T_{\text{st,sim,few}}$ (ausgewertet über den Temperaturen an den Positionen der Temperatursensoren) und $T_{\text{st,sim,all}}$ (ausgewertet über den berechneten Temperaturen in allen MO-Widerständen) (vgl. [Gie17c]).

Ableiter	Bezeichnung	T_{amb}	aus Messungen	aus Simulationen	
			$T_{\text{st,meas}}$	$T_{\text{st,sim,few}}$	$T_{\text{st,sim,all}}$
3EP2	ung.	13,8	54,5	57,3	54,3
	StR1	15,6	52,3	52	49,4
	StR2	13,4	43,5	45,2	43
	StR3	13,9	32,9	31,2	29,9
	StR4	13,4	22,2	21,7	21,1
3EQ4	A-A	17,6	47,2	55,9	55,8
	A-A-StR	17,8	36,4	40,3	40,2
	B-A	18,8	37,6	40,1	40,5
	B-A-P	19,4	35,5	36,6	36,9

treten im Bereich des dritten Baugliedes die größten Abweichungen auf, im wichtigsten vierten Bauglied kann jedoch ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung erzielt werden. Grundsätzlich bestätigt sich die im vorigen Absatz gemachte Beobachtung, dass das Simulationsmodell vor allem bei hohen Temperaturen zu sehr genauen Ergebnissen führt. Die im Fall des ungesteuerten und schwach gesteuerten (StR1, StR2) Ableiters zu beobachtenden Temperaturerhöhungen im zweiten und dritten Bauglied lassen sich jedoch nicht gänzlich durch die Verlustleistungscharakteristik in Abbildung 6.11 erklären, da demnach eher eine Unterschätzung der Temperaturen in beiden Baugliedern, und daher bei Temperaturen $T < 80^\circ\text{C}$ auftreten müsste. In den Kapiteln 7.1.1 und 7.1.2 wird daher der Einfluss unterschiedlicher Parameter auf die Temperaturverteilung diskutiert.

Aus den simulierten und gemessenen Temperaturverläufen und den mittleren Ableitertemperaturen in Tabelle 7.2 können an dieser Stelle bereits die folgenden Aussagen bezüglich der untersuchten Steuermaßnahmen getroffen werden:

1. Der Einsatz von Steuerringen führt zu einer deutlichen Reduktion der im Ableiter auftretenden maximalen Temperaturen und der Ausprägung der Temperaturschiefverteilung.
2. Werden MO-Widerstände mit größerem Durchmesser im oberen Bereich eines Ableiters eingesetzt (B-A), so hat dies eine ähnliche Steuerwirkung wie die Verwendung eines Steuerringes (A-A-StR). Die mittleren Ableitertemperaturen sind in beiden Fällen fast identisch, allerdings treten mit einem Steuerring geringere maximale

Temperaturwerte auf.

3. Durch Aufstellen des untersuchten kunststoffisolierten Ableiters auf einem Podest (B-A-P) kann im Vergleich zur Aufstellungsvariante auf dem Boden (B-A) nur eine geringe Reduktion der im Ableiter auftretenden Temperaturen erreicht werden.

Zur weiteren Untersuchung der steuernden Wirkung eines Steuerringes sind in Abbildung 7.5 a) exemplarisch für den ungesteuerten und den *optimal* gesteuerten Ableiter mit Porzellangehäuse die bezogene Spannungsverteilung und b) die elektrische Verlustleistungsdichte jeweils direkt nach Anlegen einer Versuchsspannung U_1 und im stationären Zustand nach sieben Stunden dargestellt. Gut zu erkennen ist die vergleichsmäßigende Wirkung des Steuerringes auf die Spannungsverteilung nach Anlegen der Versuchsspannung ($t=0$ h). Zu diesem Zeitpunkt liegt im ungesteuerten Fall zwischen der höchsten und niedrigsten auftretenden Spannung über einem einzelnen MO-Widerstand ein Faktor von ungefähr zwei, während beim *optimal* gesteuerten Ableiter dieser Faktor lediglich einen Wert kleiner 1,5 aufweist. Auffällig ist auch, dass die maximal auftretende Spannung auf Werte kleiner $1,2 \cdot U_1$ – entspricht ca. $1,3 \cdot U_c$ – begrenzt ist. Dies bestätigt die

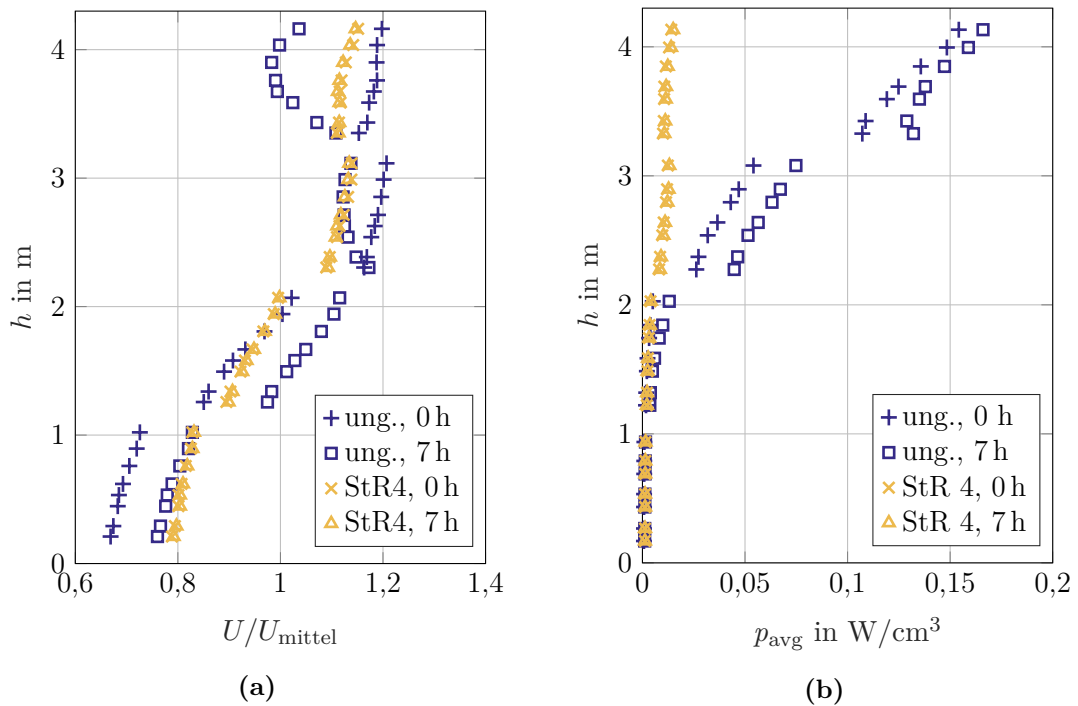


Abbildung 7.5.: a) Simulation der bezogenen Spannungsverteilung und b) elektrischen Verlustleistungsdichte, jeweils entlang der Ableiterachse des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 für den ungesteuerten und den *optimal* gesteuerten Fall (StR4). Dargestellt sind die Verteilungen direkt nach Anlegen der Versuchsspannung $U_1 = 330 \text{ kV}$ und nach Erreichen des stationären Zustandes nach sieben Stunden (vgl. [Gie17a]).

bereits in Kapitel 2.4 beschriebene Beobachtung, wonach beim Übergang des Stroms vom Leckstrom- in den Durchbruchbereich der Kennlinie ein weiterer Spannungsanstieg durch die dann rasch ansteigende Leitfähigkeit der MO-Widerstände verhindert wird. Betrachtet man nun den stationären Zustand ($t = 7 \text{ h}$), so tritt im ungesteuerten Fall eine durch den Temperaturanstieg hervorgerufene Vergleichmäßigung der Spannungsverteilung ein. Beim *optimal* gesteuerten Ableiter kann nahezu keine Veränderung festgestellt werden. Dabei werden im ungesteuerten Fall sogar kleinere Spannungswerte im obersten Bauglied erreicht als im *optimal* gesteuerten Fall, die Verlustleistungsdichte erhöht sich jedoch gleichzeitig nochmals deutlich. Dieses Beispiel veranschaulicht die Unterschiede zwischen einer externen kapazitiven Steuerung mittels Steuerring und einer resistiven Selbststeuerung, hervorgerufen durch die Temperatur- und Feldabhängigkeit der MO-Widerstände (vgl. Kapitel 2.4). Während im Fall der externen Steuerung nur geringe Temperaturänderungen (ca. 10 K) auftreten, erhöht sich die mittlere Temperatur im ungesteuerten Fall um ungefähr 40 K und die maximale Temperatur sogar um bis zu 120 K. Es zeigt sich dabei auch, dass eine wie in der Ableiternorm vorgeschlagene längenbezogene Erhöhung der Prüfspannung (vgl. Kapitel 2.5) in der Alterungsprüfung zu überdenken ist. Während im Fall des realen Ableiters im Betrieb eine Temperaturerhöhung zu einer Reduktion der maximal auftretenden Spannung führt, wird dieser selbststeuernde Effekt im Fall der Alterungsprüfung mit einer starren Quellspannung nicht eintreten und der Prüfling somit über die gesamte Zeit mit der erhöhten Prüfspannung belastet. Für den Fall, dass eine maximale axiale Spannungsbelastung oberhalb der Referenzspannung zu erwarten ist, ist in der Ableiternorm bereits vorgesehen, anstatt mit einer konstanten Prüfspannung mit einer in einem aufwendigen Verfahren zu ermittelnden konstanten Verlustleistung zu prüfen (s. Kapitel 2.5). Der Wert der Verlustleistung soll dabei der maximalen im stationären Zustand auftretenden Belastung eines MO-Widerstandes des Ableiters entsprechen. Es ist jedoch anzunehmen, dass nach dem bisherigen in der Ableiternorm beschriebenen Vorgehen die tatsächliche Belastung, die ein realer Ableiter bei einer maximalen Umgebungstemperatur von 40 °C und anliegender Dauerspannung erreicht, nur grob angenähert werden kann. Eine Berechnung der stationären Belastung kann jedoch mithilfe eines nach dem Vorgehen in dieser Arbeit aufgebauten Simulationsmodells mit der erforderlichen Genauigkeit erzielt werden. In diesem Fall kann eine Prüfung mit einer konstanten Verlustleistung eine sinnvolle und realitätsnähere Alternative zu der bisherigen Alterungsprüfung mit konstanter Prüfspannung darstellen.

7.1.1. Einfluss der relativen Permittivität

In diesem Kapitel wird gezeigt, welchen Einfluss die unterschiedlichen in Kapitel 6.2 diskutierten Annahmen (konstant, feldabhängig, temperaturabhängig) und Methoden zur Ermittlung der relativen Permittivität auf die simulierten stationären Temperaturverteilungen des Ableiters mit Porzellangehäuse haben. Zur besseren Übersicht wird ausschließlich der Fall des ungesteuerten und des *optimal* gesteuerten Ableiters (StR4) in diese Betrachtung einbezogen (s. Abbildung 7.6). Neben der über alle Messpunkte gemittelten Abweichung $\delta_{T,\text{avg}}$ zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturen wird, um den Grad der Temperaturschiefverteilung besser einordnen zu können, zusätzlich das Verhältnis V zwischen den Temperaturanstiegen ($\Delta T = T - T_{\text{amb}}$) im vierten und dritten Bauglied betrachtet. Dieses Verhältnis weist im Fall der Messdaten einen Wert von 2,3 für den ungesteuerten und von 1,4 für den *optimal* gesteuerten Ableiter auf. Als Kenngröße für die Übereinstimmung wird nachfolgend die Notation $(\delta_{T,\text{avg}}/V)$ verwendet, wobei ein Wert von (1/1) eine optimale Übereinstimmung zwischen simulierten und gemessenen Parametern bedeutet.

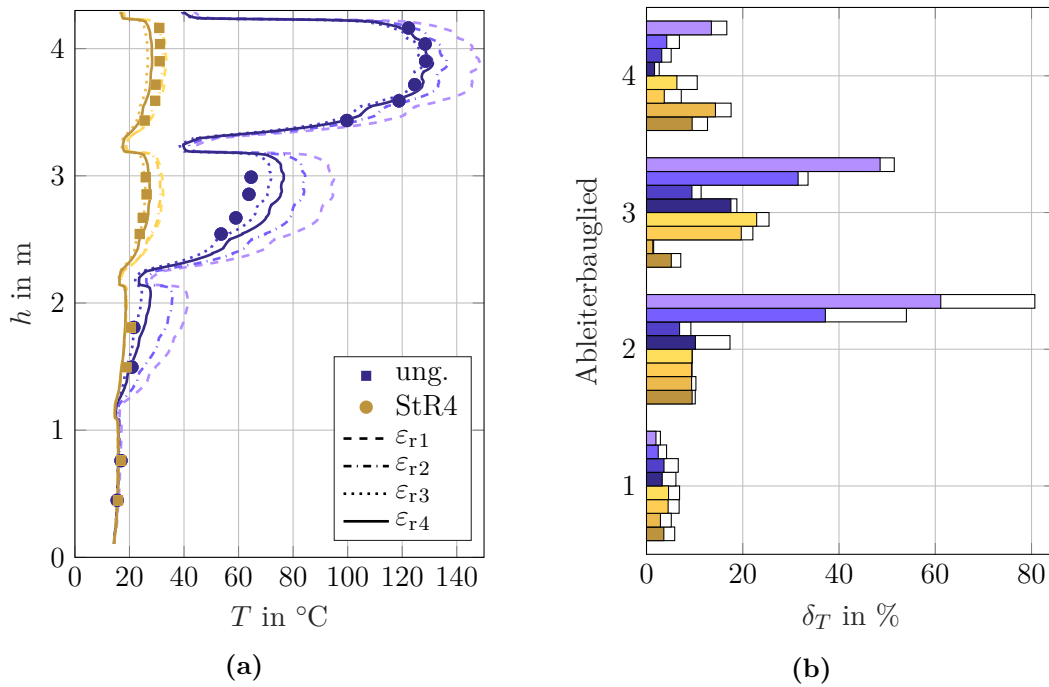


Abbildung 7.6.: a) Vergleich der bei unterschiedlichen Annahmen bezüglich der relativen Permittivität erzielten simulierten und gemessenen stationären Temperaturen; b) Mittlerer (farbig) und maximaler (weiß) Fehler in den einzelnen Ableiterbaugliedern. Jeweils von oben nach unten: $\epsilon_{r1} - \epsilon_{r2} - \epsilon_{r3} - \epsilon_{r4}$, Blautöne: ung., Gelbtöne: StR4. Dabei gilt: $\epsilon_{r1} = \epsilon_{r4}(20^{\circ}\text{C}, 0\text{ kV/cm})$, $\epsilon_{r2} = \epsilon_{r4}(T, 0\text{ kV/cm})$, wobei $\epsilon_{r3}(T, E)$ nach Gl. (6.6) und $\epsilon_{r4}(T, E)$ nach Gl. 6.11 ermittelt wurde.

Unter der Annahme, dass die relative Permittivität einen konstanten Wert ε_{r1} aufweist, den die reale relative Permittivität bei einer Temperatur von 20 °C und bei verschwindender Feldstärke annimmt, ergeben sich große Abweichungen zwischen simulierten und gemessenen Temperaturen mit Kenngrößen von $(0,71/0,73)_{\text{ung}}$ und $(0,89/0,76)_{\text{StR4}}$. Mit einer temperaturabhängigen relativen Permittivität ε_{r2} lässt sich vor allem im ungesteuerten Fall mit einer nahezu halbierten mittleren Abweichung eine deutliche Verbesserung erzielen. Die Kenngrößen betragen in diesen Fall $(0,84/0,76)_{\text{ung}}$ und $(0,91/0,76)_{\text{StR4}}$. Mit einer relativen Permittivität ε_{r4} (Referenzwert aus den vorigen Abschnitten), welche zusätzlich zur Temperaturabhängigkeit die gemessene Feldabhängigkeit in Betracht zieht, nähern sich die Kenngrößen mit $(0,92/0,82)_{\text{ung}}$ und $(0,93/0,73)_{\text{StR4}}$ weiter dem Optimalfall an. Als alternative Methode wird abschließend mit ε_{r3} noch der Fall einer in Abhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit nach Gl. (6.6) bestimmten relativen Permittivität betrachtet. In diesem Fall kann für den ungesteuerten Ableiter, trotz des in Kapitel 6.5 gezeigten Ergebnisses, dass bei einer derart bestimmten Permittivität die kapazitive Stromkomponente in großen Teilen des Stromverlaufs überschätzt wird, nochmals eine verbesserte Kenngröße $(0,94/0,86)_{\text{ung}}$ festgestellt werden. Beim gesteuerten Ableiter wird mit $(0,92/0,76)_{\text{StR4}}$ hingegen eine ähnliche Übereinstimmung wie mit einer relativen Permittivität ε_{r4} erzielt. Für die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen wird unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Kapitel 6.5 die berechnete relative Permittivität ε_{r4} angewendet.

Die im vorigen Absatz gezeigten Ergebnisse bestätigen den großen Einfluss der Temperatur- und Feldabhängigkeit der relativen Permittivität auf die in Simulationsrechnungen erzielbare Qualität der Ergebnisse bei einem großen Grad der Temperaturschiefverteilung. Für eher weniger ausgeprägte Temperaturschiefverteilungen – hier repräsentiert durch den *optimal* gesteuerten Ableiter – macht sich eine Berücksichtigung der Materialabhängigkeiten nur geringfügig in der Qualität der Ergebnisse bemerkbar, da sowohl die Temperatur als auch die Feldstärke entlang der Ableiterachse nur geringe Änderungen erfahren. Es zeigt sich außerdem, dass sich neben der mittleren Abweichung $\delta_{T,\text{avg}}$ auch der Grad der Temperaturschiefverteilung V besser annähert, wenn eine Berücksichtigung der Materialabhängigkeiten erfolgt. Mit einer circa 20-prozentigen Restabweichung unter Annahme der relativen Permittivität ε_{r4} fällt der Fehler hinsichtlich der Nachbildung der gemessenen Temperaturschiefverteilung jedoch auch unter Berücksichtigung der Materialabhängigkeiten verhältnismäßig groß aus. Im nachfolgenden Kapitel werden daher Einflussgrößen diskutiert, welche eine mögliche Erklärung für die verbliebene Restabweichung liefern.

7.1.2. Weitere Einflussfaktoren

In diesem Kapitel werden zur Quantifizierung des Einflusses möglicher Parameterungenauigkeiten weitere Einflussgrößen auf die stationäre Temperaturverteilung diskutiert. Als Maß für die Übereinstimmung hat die im vorigen Kapitel eingeführte Notation weiterhin Gültigkeit.

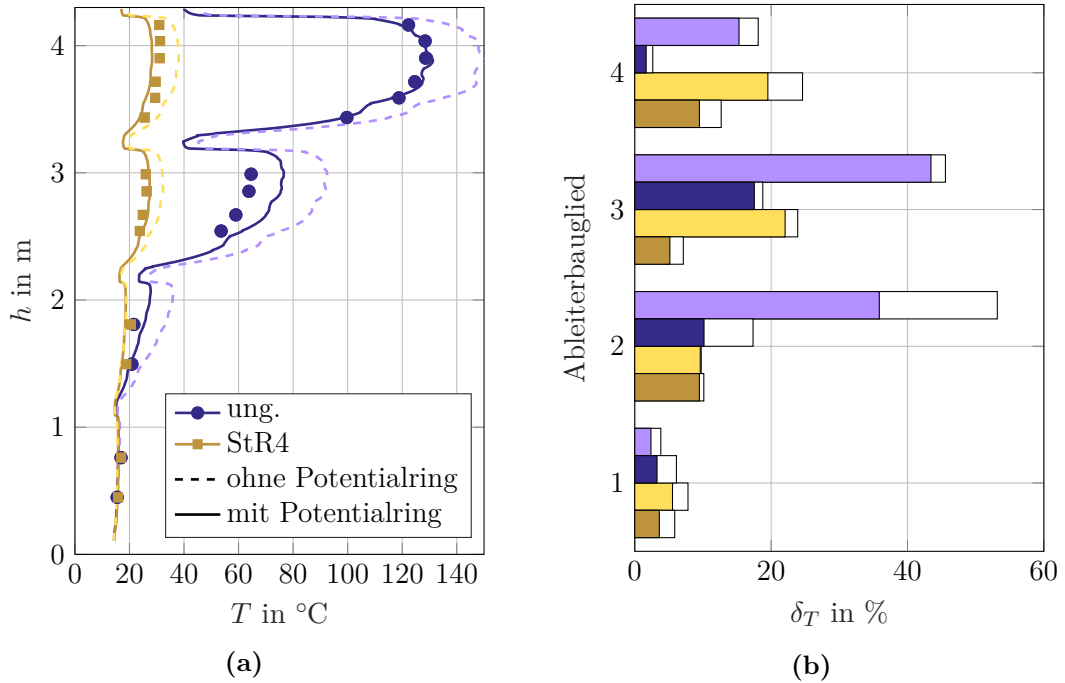


Abbildung 7.7.: a) Vergleich der simulierten und der gemessenen stationären Temperaturen mit und ohne virtuellen Potentialring; b) Mittlerer (farbig) und maximaler (weiß) Fehler in den einzelnen Ableiterbaugliedern.

In Abbildung 7.7 ist zunächst dargestellt, welche Temperaturabweichungen sich ergeben, wenn auf die Nachbildung des elektrischen Einflusses des Versuchsaufbaus in Form eines virtuellen Potentialringes (vgl. Kapitel 5.7.2) verzichtet wird. In diesem Fall werden die Temperaturen in ähnlichem Maße überschätzt wie unter Annahme einer konstanten Permittivität ε_{r1} im vorigen Kapitel. Die Kenngrößen ergeben sich dabei zu $(0,76/0,82)_{\text{ung}}$ und $(0,83/0,92)_{\text{StR4}}$. Lediglich der Grad der Temperaturschiefverteilung wird im Fall des gesteuerten Ableiters besser nachgebildet. Gleichzeitig steigt jedoch auch die mittlere Abweichung im Vergleich zum Fall mit virtuellem Potentialring mit einer Zunahme von etwa 10 % deutlich an.

Um mögliche Abweichungen der gemessenen Versuchsspannung U_1 vom eingestellten Sollwert zu erfassen, wurde die Messspannung über die gesamte Versuchsdauer in definierten

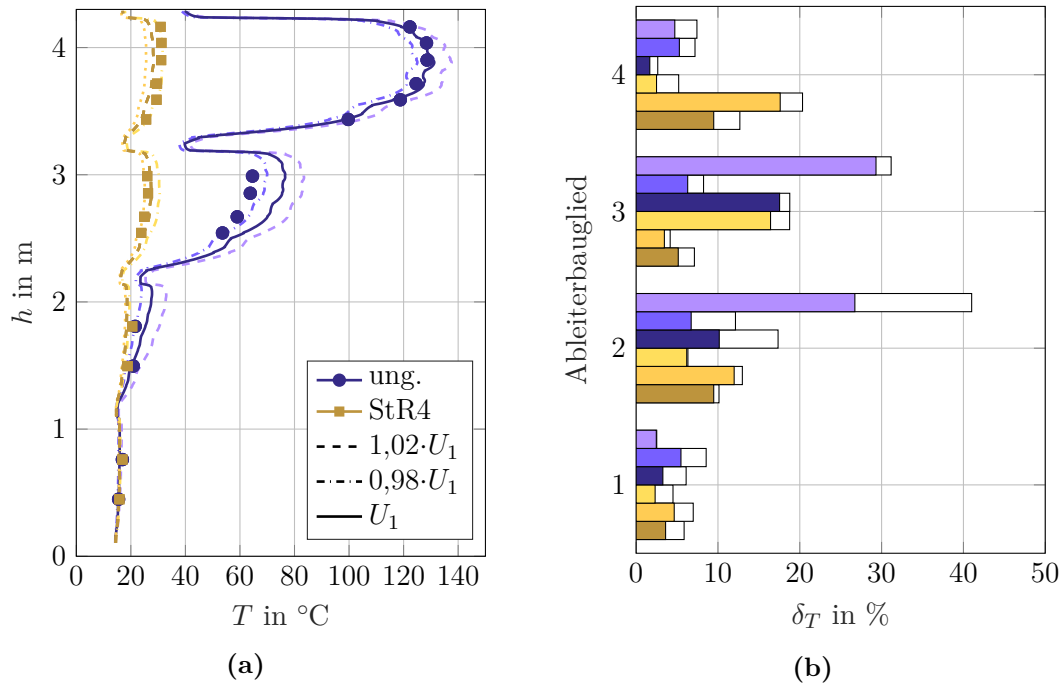


Abbildung 7.8.: a) Vergleich der simulierten und der gemessenen stationären Temperaturen unter Berücksichtigung von Spannungsschwankungen im Bereich $U_1 \pm 2\%$; b) Mittlerer (farbig) und maximaler (weiß) Fehler in den einzelnen Ableiterbaugliedern.

Zeitabständen (wenige Sekunden) abgespeichert. Eine Auswertung dieser Messdaten ergab eine maximale über die gesamte Versuchsdauer gemittelte Sollwertabweichung von $\pm 1\%$. Unter Einbeziehung der Messunsicherheiten der Messgeräte kann eine Genauigkeit der eingestellten Versuchsspannung von $\pm 2\%$ angenommen werden. Zur Abschätzung des Einflusses einer abweichenden Versuchsspannung auf die Ergebnisse der Simulationsberechnungen wurde die Modellspannung entsprechend der Messunsicherheit angepasst (s. Abbildung 7.8). Für eine um 2% erhöhte Versuchsspannung ergeben sich Kenngrößen von $(0,75/0,77)_{\text{ung}}$ und $(0,93/0,77)_{\text{StR4}}$ und für eine um 2% reduzierte Versuchsspannung eine solche von $(0,94/0,87)_{\text{ung}}$ und $(0,89/0,74)_{\text{StR4}}$. Dabei fällt auf, dass eine Änderung der Versuchsspannung größere Auswirkungen auf die Temperaturen im zweiten und dritten Bauglied als auf die Temperaturen im vierten Bauglied hat. Eine negative Abweichung vom eingestellten Sollwert führt daher sowohl zu einer Reduzierung der mittleren Temperaturabweichung als auch zu einer besseren Nachbildung der Temperaturschiefverteilung und liefert damit eine mögliche Erklärung für die durch die Simulationsberechnungen

überschätzten Ableitertemperaturen im zweiten und dritten Bauglied⁷¹.

7.1.3. Positionierung der metallischen Füllstücke im Aktivteil

Als weiterführende Betrachtung wird an dieser Stelle untersucht, inwiefern der stationäre axiale Temperaturverlauf eines Ableiters durch die Anordnung der metallischen Füllstücke beeinflusst werden kann. Exemplarisch für den ungesteuerten Ableiter mit Porzellangehäuse wird daher die Position der metallischen Füllstücke variiert. Jedes Aktivteil setzt sich bei dieser Untersuchung aus etwa 80 % MO-Widerständen und 20 % metallischen Füllstücken zusammen. Neben dem Referenzszenario, in dem die Füllstücke gleichmäßig zwischen den MO-Widerständen verteilt sind, das auch für alle in dieser Arbeit untersuchten Ableiter angewendet wurde, werden noch drei weitere Fälle betrachtet, bei denen die Füllstücke entweder alle am unteren Ende, am oberen Ende oder in der Mitte eines Aktivteils der einzelnen Bauglieder angeordnet sind. Die aus diesem Vergleich resultierenden simulativ berechneten Temperaturverläufe sind in Abbildung 7.9 a) abgebildet. Zusätzlich sind jeweils der Mittelwert und der Maximalwert der Temperaturen für jedes Ableiterbauglied und jede Konfiguration in Abbildung 7.9 b) vergleichend dargestellt. Gut zu erkennen ist, dass mit einer gleichmäßigen Verteilung der Füllstücke die niedrigsten mittleren und maximalen Temperaturen in den einzelnen Baugliedern erreicht werden. Bei einer Positionierung aller Füllstücke in der Mitte sind die Mittelwerte in den Baugliedern zwar fast identisch zum Referenzszenario, jedoch wird der Bereich oberhalb deutlich wärmer als der Bereich unterhalb der Füllstücke, und es ist bereits ein leichter Anstieg der maximalen Temperaturen zu erkennen. Ein vergleichsweise schlechtes thermisches Verhalten resultiert aus den Anordnungen, in denen alle Füllstücke oben oder unten in einem Bauglied angeordnet sind. In diesen Fällen steigen vor allem die maximalen Temperaturwerte deutlich an, so dass im Fall der insgesamt am schlechtesten abschneidenden Konfiguration „unten“ eine um 18 K (+12 %) erhöhte maximale Temperatur im heißesten, vierten Bauglied im Vergleich zu einer gleichmäßigen Verteilung der Füllstücke festgestellt werden kann. Diese Ergebnisse zeigen, dass bereits durch eine gleichmäßige Verteilung der als Wärmesenken wirkenden metallischen Füllstücke ein positiver Effekt auf die im stationären Zustand erzielbaren mittleren und maximalen Temperaturen erzielt werden kann. Die Ergebnisse in [Zhe03], bei denen die Auswirkungen der Positionierung von Wärmesenken auf die thermische Stabilitätsgrenze eines einzelnen Ableiterbaugliedes simulativ untersucht wurden,

⁷¹ Frequenzschwankungen im Bereich von $(50 \pm 0,5)$ Hz, wie sie aufgrund der Besonderheiten des Versuchsaufbaus (vgl. Kapitel 4.1) während der laufenden Versuche festgestellt wurden und welche mitverantwortlich für die beschriebenen Spannungsschwankungen sind, wurden ebenfalls untersucht. Als Ergebnis dieser Simulationen konnten lediglich ein vernachlässigbarer Einfluss ($\ll 1\%$) auf die stationären Ableitertemperaturen festgestellt werden.

zeigen, dass eine gleichmäßige Verteilung von metallischen Füllstücken – im Optimalfall jeweils zwischen zwei MO-Widerständen – auch eine erhöhte thermische Stabilitätsgrenze zur Folge haben und bekräftigen damit die hier erzielten Ergebnisse.

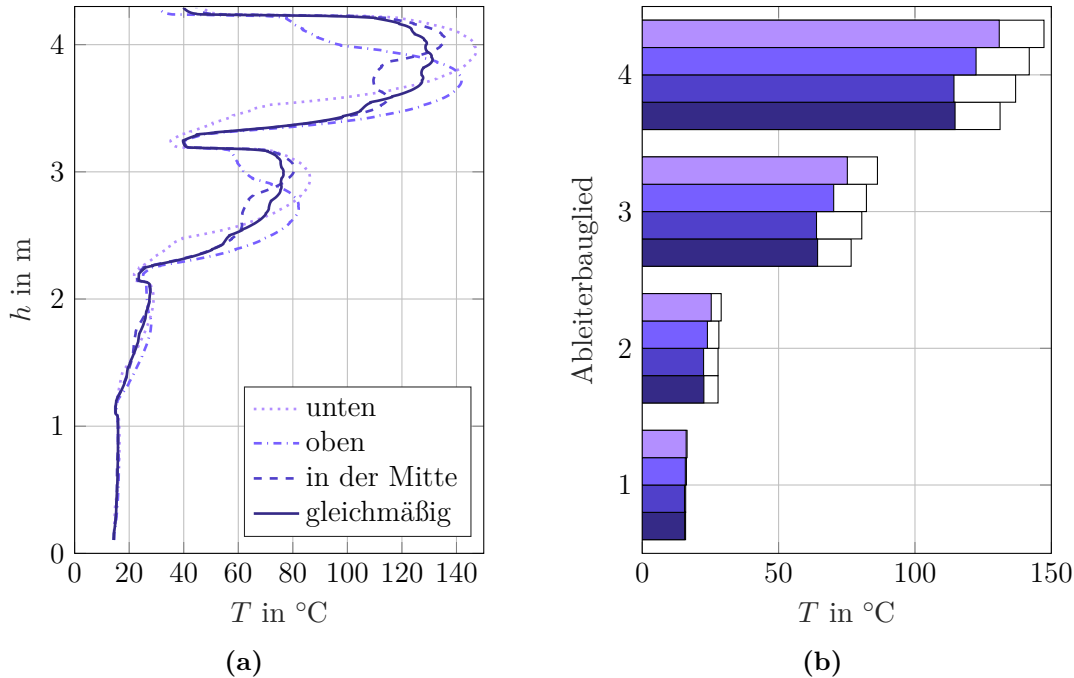


Abbildung 7.9.: a) Beeinflussung des stationären Temperaturverlaufs des ungesteuerten Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 durch unterschiedliche Anordnung der metallischen Füllstücke innerhalb eines Ableiterbaugliedes; b) Mittelwert und Maximalwert der Temperaturen (farbige bzw. weiße Balken) in den einzelnen Ableiterbaugliedern.

7.2. Thermische Stabilität nach Wechselstromenergieeinträgen

Die in diesem Abschnitt gezeigten Ergebnisse wurden erstmals in der Literatur [Gie17a; Gie17b; Gie17c] des Autors veröffentlicht.

Nachdem das Simulationsmodell im vorigen Kapitel bereits für die Berechnung stationärer Temperaturverteilungen erfolgreich validiert worden ist, werden in diesem Kapitel die gemessenen und simulierten Temperaturen dicht an der nach einem Wechselstromenergieeintrag ermittelten thermischen Stabilitätsgrenze für alle im Labor untersuchten Ableiterkonfigurationen sowohl für den Ableiter Siemens 3EP2 als auch den Ableiter Siemens 3EQ4 miteinander verglichen. Das allgemeine Vorgehen zur Bestimmung der thermischen Stabilitätsgrenze kann der Beschreibung des Versuchsablaufs auf Seite 95 entnommen werden. Zur besseren Darstellung sind bei den in diesem Kapitel gezeigten Abbildungen der

Ableitertemperaturen die Achsen im Vergleich zu den Darstellungen in Kapitel 7.1 vertauscht, so dass der unterste Flansch der betrachteten Ableiter jeweils auf der x -Achse links und der oberste Flansch rechts wiederzufinden ist. In Abbildung 7.10 sind die axialen Temperaturverteilungen dicht an den thermischen Stabilitätsgrenzen als Ergebnis der Simulationen (durchgezogene Linien) und der Messungen (Marker) für alle Konfigurationen des Ableiters mit Porzellangehäuse (Siemens 3EP2) dargestellt. Für jede Konfiguration ist jeweils die maximale und die mittlere Abweichung zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturen mit angegeben. Grundsätzlich werden die gemessenen von den simulierten Temperaturverteilungen sehr gut wiedergegeben. Die größte mittlere Abweichung kann mit 2,5 % im Fall des ungesteuerten Ableiters festgestellt werden. Das zu beobachtende alternierende Verhalten der simulierten Temperaturverläufe ist auf den Wechsel zwischen den Lufträumen der als Hohlzylinder ausgeführten metallischen Füllstücke (niedrige Temperaturen) und den MO-Widerständen (höhere Temperaturen) zurückzuführen. Da die Temperatursensoren innerhalb von Aluminiumscheiben angebracht sind, die selbst nur einen 5 mm dicken Bereich zwischen zwei MO-Widerständen einnehmen und immer mit einem Abstand von mindestens einem MO-Widerstand zu einem metallischen Füllstück angeordnet sind, kann dieses alternierende Temperaturverhalten nicht durch die gemessenen Temperaturen abgebildet werden.

Eine Auswertung der Temperaturverteilungen des kunststoffisolierten Ableiters Siemens 3EQ4 dicht an der thermischen Stabilitätsgrenze (s. Abbildung 7.11) bestätigt die sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung. Die größte mittlere Abweichung liegt in diesem Fall bei 3,5 %. Größere Abweichungen (bis zu 11,8 %) treten dabei vor allem beim Übergang zwischen Aktivteil und dem unteren Flansch eines Baugliedes auf. Mögliche Ursachen für diese Abweichungen liegen in Ungenauigkeiten bei der Auswahl der thermischen Materialparameter (c_p , k), der berechneten Wärmeabgabe (Strahlung und Konvektion), sowie der geometrischen Nachbildung der Flansche. Sehr gut zu erkennen ist, dass sich die Temperaturverhältnisse zwischen dem unteren und oberen Bauglied im Fall der Konfigurationen B-A und B-A-P im Vergleich zum stationären Fall umgekehrt haben. Während im stationären Zustand die unteren Bauglieder jeweils die niedrigeren Temperaturen aufwiesen, sind nach dem Wechselstromenergieeintrag die oberen Bauglieder auf einem niedrigeren Temperaturniveau. Die Begründung für diesen Wechsel ist, dass bei diesen Konfigurationen in den oberen Baugliedern MO-Widerstände mit größerem Durchmesser (vgl. Kapitel 4.3) eingesetzt wurden und somit aufgrund der geringeren Stromdichte eine reduzierte Verlustleistungsdichte in den MO-Widerständen der oberen Bauglieder vorliegt. Bei allen anderen Konfigurationen sowohl des Ableiters mit Porzellangehäuse als auch des kunststoffisolierten Ableiters, bei denen alle Ableiterbauglieder gleich ausgelegt wurden, kann eine Vergleichmäßigung zwischen den Temperaturen der Bauglie-

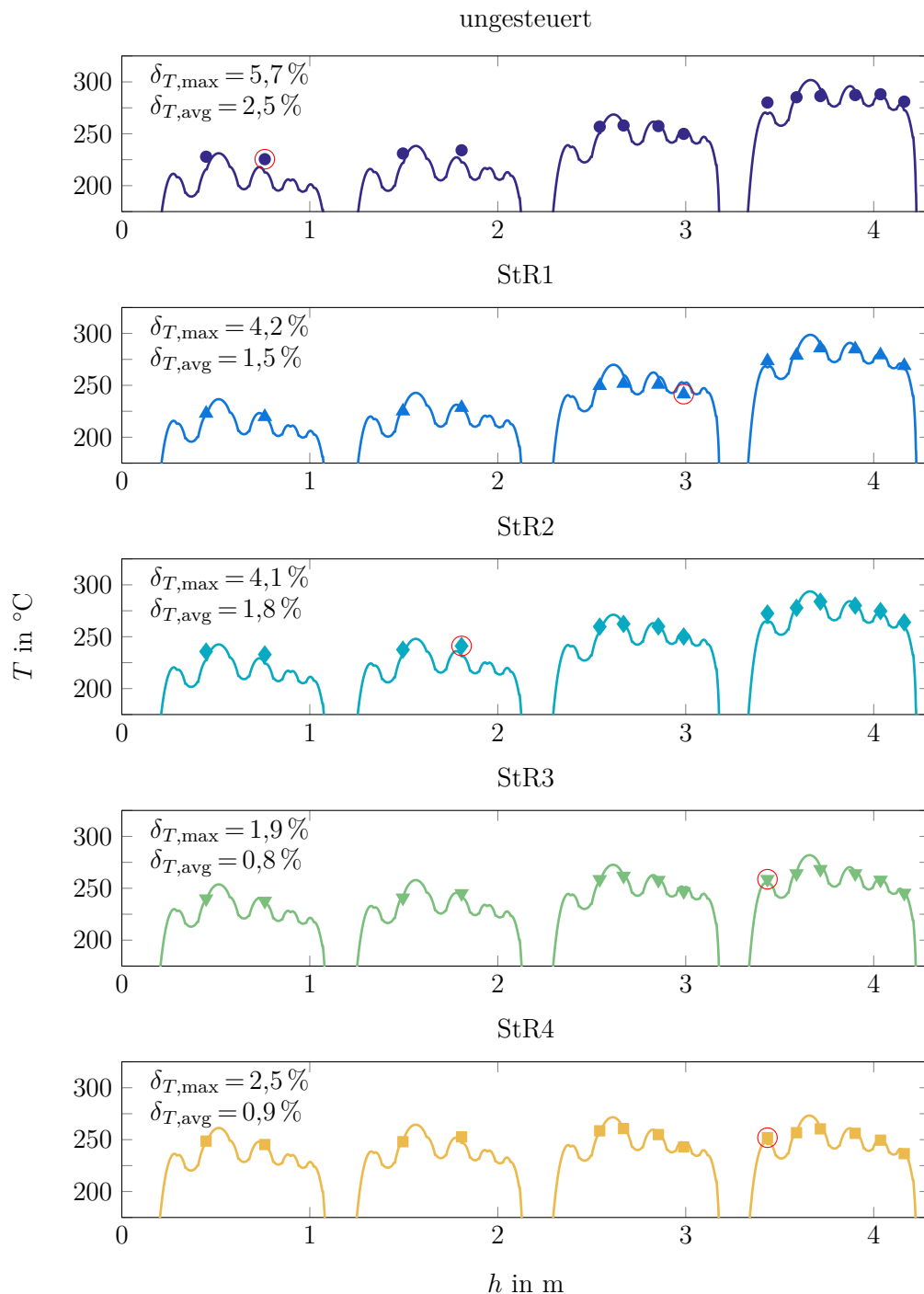


Abbildung 7.10.: Gegenüberstellung Messung und Simulation der Temperaturverläufe des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 auf Höhe der thermischen Stabilitätsgrenze nach einem Wechselstromenergieeintrag. Die durchgezogenen Linien zeigen die simulierten Temperaturverläufe, die Marker geben die gemessenen Temperaturen auf Höhe der Temperatursensoren an. Die maximalen (δT_{\max}) und mittleren (δT_{avg}) Abweichungen zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturen (ausgewertet auf Höhe der Temperatursensoren) sind, ebenso wie die Position auf der die maximale Abweichung auftritt (roter Kreis) angegeben.

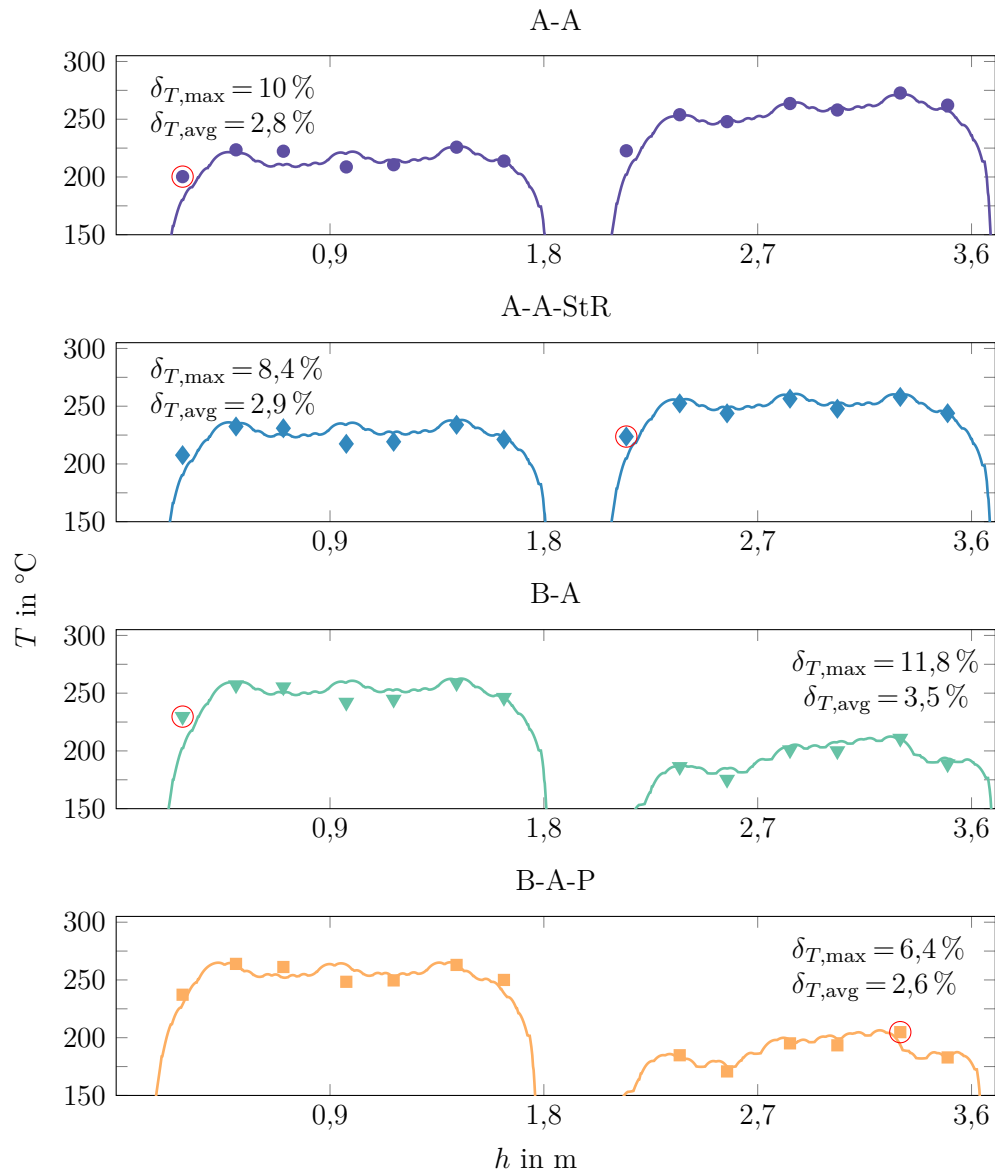


Abbildung 7.11.: Temperaturverläufe des kunststoffisolierten Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 auf Höhe der thermischen Stabilitätsgrenze nach einem Wechselstromenergieeintrag. Die durchgezogenen Linien zeigen die simulierten Temperaturverläufe, die Marker geben die gemessenen Temperaturen auf Höhe der Temperatursensoren an. Die maximalen ($\delta_{T,\text{max}}$) und mittleren ($\delta_{T,\text{avg}}$) Abweichungen zwischen den simulierten und gemessenen Temperaturen (ausgewertet auf Höhe der Temperatursensoren) sind, ebenso wie die Position auf der die maximale Abweichung auftritt (roter Kreis) angegeben.

der festgestellt werden. Diese Vergleichmäßigung ist darin begründet, dass zum einen die Wärmeabgabe, die in diesem Temperaturbereich vor allem durch Strahlung stattfindet, mit der vierten Potenz der Temperatur zunimmt und somit die heißeren Bauglieder langsamer aufgeheizt werden und zum anderen, dass die Wärmekapazität der MO-Widerstände mit zunehmender Temperatur ebenfalls zunimmt.

Die bei diesen Untersuchungen ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen sind in Tabelle 7.3 aufgeführt und zusätzlich zusammen mit den stationären mittleren Ableitertemperaturen grafisch in Abbildung 7.12 dargestellt. Die Balken mit farbigem Text kennzeichnen die Ergebnisse der Messungen. Die Tabellendaten sind erweitert um den Wert der Verlustleistung, der unmittelbar nach Anlegen der Versuchsspannung U_1 im Anschluss an den Energieeintrag berechnet wurde, sowie um die Dauer des Energieeintrages. Für den Fall der Simulationen ist neben der mittleren Ableitertemperatur $T_{\text{th,sim,few}}$, die sich durch Auswertung der Messpunkte berechnet⁷², noch die tatsächliche mittlere Ableitertemperatur $T_{\text{th,sim,all}}$ ⁷³ angegeben, die sich nach Auswertung der Temperaturen aller MO-Widerstände ergibt. Grundsätzlich kann erneut eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Messungen und Simulationen festgestellt werden. Für die ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen kann im Fall der Simulationsergebnisse eine – bei den Messungen nicht feststellbare – leichte Tendenz eines mit der Größe des gewählten Steuerringes ansteigenden Grenzwertes festgestellt werden (vgl. alle Konfigurationen des Ableiters Siemens 3EP2 miteinander und die Konfigurationen A-A und A-A-StR im Fall des Ableiters Siemens 3EQ4). Die simulativ ermittelte Tendenz ist im Wesentlichen darauf zurück zu führen, dass mit abnehmendem Grad der Steuerung die mittlere Ableitertemperatur im stationären Zustand zunimmt (s. Kapitel 7.2) und somit bereits ein größerer Anteil der Wärmekapazitäten vor dem Energieeintrag geladen ist. Dies bedeutet, dass die Wärmekapazitäten im ungesteuerten Fall nach dem Energieeintrag weniger Energie aufnehmen können und der Wärmefluss in die metallischen Füllstücke vermindert ist. Der Ableiter kühlt daher schlechter ab. In Kapitel 7.4 wird diese Theorie mit weiterführenden Simulationen bestätigt. Dass bei den Messungen keine Abhängigkeit der thermischen Stabilitätsgrenzen vom Grad der Steuerung ermittelt werden konnte, ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass im Gegensatz zu den Simulationen im Labor nach dem Energieeintrag erst mit einer kurzen Verzögerung – nach dem manuellen Herabsetzen der Spannung – die Versuchsspannung U_1 am Ableiter anliegt. Da, während die Spannung gesenkt wird, immer noch eine Erwärmung des Ableiters stattfindet, wurde im Fall der Messungen die mittlere Ableitertemperatur gewertet, die beim

⁷² Die mittlere Ableitertemperatur wird bestimmt, indem zunächst die mittlere Temperatur der einzelnen Bauglieder berechnet wird und anschließend der Mittelwert der so berechneten mittleren Baugliedertemperaturen bestimmt wird.

⁷³ $T_{\text{th,sim,all}}$ wurde in COMSOL Multiphysics® mittels Integration und Mittelwertbildung der Temperaturen auf dem Querschnitt der MO-Widerstände berechnet.

Erreichen der Versuchsspannung U_1 gemessen wurde. Beim Senken der Spannung findet allerdings bereits ein im Vergleich zum eigentlichen Energieeintrag erhöhter Temperaturausgleich zwischen den MO-Widerständen und den angrenzenden Wärmekapazitäten statt. Daher können die bei den Messungen ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen leicht von den Simulationsergebnissen abweichen, und der ohnehin geringe Einfluss der Steuerringgröße auf die thermische Stabilitätsgrenze ist nicht mehr feststellbar.

Ein direkter Vergleich zwischen den Konfigurationen mit zwei baugleichen Aktivteilen (A-A und A-A-StR) und denen mit einem im oberen Bauglied angepassten Aktivteil mit MO-Widerständen größeren Durchmessers (B-A und B-A-P) zeigt, dass der größere MO-Durchmesser zu einer Reduktion der erzielbaren thermischen Stabilitätsgrenzen führt. Die Gründe hierfür sind ein schlechteres Mantelfläche-zu-Volumen-Verhältnis der großen MO-Widerstände, das zu einer Reduktion der über die Mantelfläche abgegebene Wärme führt, sowie eine Abnahme der konvektiven Wärmeabgabe aufgrund der im Fall der großen MO-Widerstände kleineren Ringspaltbreite (vgl. Gl. (5.27 – 5.29)). Die niedrigeren thermischen Stabilitätsgrenzen sind allerdings nicht gleichbedeutend mit einem geringeren thermischen Energieaufnahmevermögen, da mit zunehmendem Volumen der MO-Widerstände die erforderliche Energie, um einen spezifischen Temperaturanstieg zu erreichen, ansteigt. Eine Diskussion der eintragbaren thermischen Energien erfolgt in Kapitel 7.3.

Tabelle 7.3.: Mittlere Ableitertemperatur (in °C) der Ableiter Siemens 3EP2 und Siemens 3EQ4 dicht an der thermischen Stabilitätsgrenze, basierend auf Messungen ($T_{th,meas}$), auf Simulationen $T_{th,sim,few}$ (ausgewertet über die Temperaturen auf Höhe der Temperatursensoren) und $T_{th,sim,all}$ (ausgewertet über die berechneten Temperaturen in allen MO-Widerständen), Verlustleistung P (in W) bei anliegender Versuchsspannung U_1 direkt nach dem Wechselstromenergieeintrag und Aufheizzeiten t_{heat} (in min) (vgl. [Gie17c]).

Ableiter	Bezeichnung	aus Messungen			aus Simulationen			
		$T_{th,meas}$	P	t_{heat}	$T_{th,sim,few}$	P	t_{heat}	$T_{th,sim,all}$
3EP2	ung.	250	2320	10	243	2600	10	233
	StR1	244	2390	10	245	2620	10	235
	StR2	252	2350	14	247	2630	11	236
	StR3	250	2350	11	249	2640	13	238
	StR4	251	2350	13	249	2630	14	238
3EQ4	A-A	235	2000	26	231	2200	22	228
	A-A-StR	235	2150	39	235	2210	26	232
	B-A	217	2080	30	218	2170	35	213
	B-A-P	217	2090	30	218	2200	33	212

Ein weiterer Einflussparameter auf die ermittelte Stabilitätsgrenze ist prinzipiell die Dauer des Energieeintrages. Je länger der Energieeintrag dauert, umso mehr Wärme ist bereits

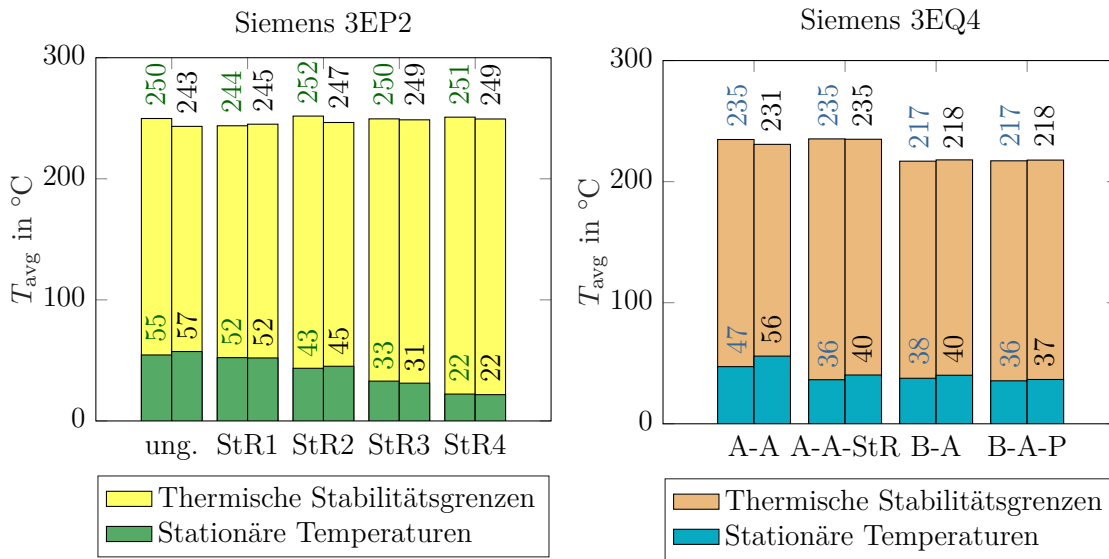


Abbildung 7.12.: Mittlere Ableitertemperaturen im stationären Zustand und an den thermischen Stabilitätsgrenzen. Die Ergebnisse der Messungen sind jeweils links durch farbige, die der Simulationen jeweils rechts durch schwarze Zahlen gekennzeichnet. $T_{\text{avg}} = T_{\text{meas}}$ (Messungen) = $T_{\text{sim,few}}$ (Simulation).

in den Wärmesenken des Ableiters gespeichert. Eine längere Aufheizzeit führt daher zu einem schlechteren Abkühlverhalten des Ableiters und damit zu niedrigeren thermischen Stabilitätsgrenzen. Die angegebenen Aufheizzeiten zeigen allerdings, dass durch die Wahl einer zu Beginn des Energieeintrages gleichen Verlustleistung im Mess- und Simulationsfall fast identische Aufheizzeiten erreicht werden konnten. Die verbliebenen Abweichungen – insbesondere im Fall der Konfiguration A-A-StR – sind auf die allgemeinen Ungenauigkeiten einer manuellen Spannungsregelung während der Messungen zurück zu führen. In vorangegangenen Simulationen, durchgeführt mit dem Modell des Ableiters mit Porzellan Gehäuse und vorgestellt in [Gie17a; Gie17b], lagen die ermittelten Stabilitätsgrenzen infolge von näherungsweise doppelt so langen Aufheizzeiten im Simulationsfall etwa 10 K über den hier vorgestellten Werten.

Ein Vergleich der unmittelbar nach einem Energieeintrag simulativ und messtechnisch ermittelten Verlustleistungen in Tabelle 7.3 zeigt, dass diese bei allen Konfigurationen des jeweiligen Ableiters fast identische Werte annimmt. Durch Kenntnis der zu einem stabilen Verhalten gehörenden Verlustleistung einer Konfiguration kann daher für alle folgenden Untersuchungen bereits durch Auswertung der direkt nach dem Energieeintrag ermittelten Verlustleistung vorausgesagt werden, ob der Ableiter ein stabiles oder instabiles Verhalten zeigen wird.

Vergleicht man die über Auswertung aller MO-Widerstände ermittelte thermische Stabili-

tätsgrenze $T_{\text{th,sim,all}}$ mit den durch Auswertung der Temperaturen in den Messpunkten des Versuchsaufbaus ermittelten Werten $T_{\text{th,sim,few}}$, kann eine Abweichung im einstelligen Prozentbereich (1 % bis 5 %) festgestellt werden. Die Genauigkeit der im Labor ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen hängt insofern von der Anzahl der verwendeten Sensoren ab.

Die in diesem Kapitel dargestellten Ergebnisse zeigen, dass Steuermaßnahmen zwar einen Einfluss auf die im stationären Zustand erreichten mittleren Ableitertemperaturen und den Grad der Schiefverteilung haben – diese nehmen mit zunehmender Steuerringgröße und beim Einsatz von größeren MO-Widerständen im oberen Bereich eines Ableiters ab –, die ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen werden jedoch nur unwesentlich beeinflusst. Aus den Temperaturdifferenzen im stationären Zustand und an der thermischen Stabilitätsgrenze kann nun prinzipiell für jede Konfiguration die maximal eintragbare Energie berechnet werden, die nicht zu einem instabilen Verhalten des Ableiters führt (vgl. [Gie16; Gie17b]). Da in der Realität jedoch keine Wechselstromenergieeinträge der hier angewendeten Dauer und Stromamplitude auftreten, haben derartig berechnete Energiewerte nur eine geringe Relevanz für die praktische Anwendung. Die bis zu diesem Punkt gezeigten Ergebnisse weisen jedoch die für weitere Untersuchungen notwendige Qualität der Ergebnisse des Simulationsmodells nach.

7.3. Thermische Stabilität nach Impulsenergieeinträgen

Über die Ergebnisse dieses Abschnittes wurde erstmals in der Literatur [Gie17c] des Autors berichtet.

Nach erfolgreicher Validierung des Simulationsmodells in den vorigen Kapiteln werden in diesem Kapitel die nach einem Impulsenergieeintrag ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen vorgestellt und diskutiert. Im Gegensatz zu einem Wechselstromenergieeintrag, der mehrere Minuten andauert und neben dem Simulationsweg auch im Labor durchgeführt werden kann, beschränkt sich die Dauer eines praxisrelevanten Impulsenergieeintrages auf wenige Mikro- bis Millisekunden. Aufgrund der kurzen Zeitdauer haben die Wärmesenken des Ableiters unmittelbar nach dem Energieeintrag noch die gleichen Temperaturen wie im stationären Zustand, können dann jedoch einen größeren Teil der Energie des Energieeintrages aufnehmen, als dies nach einem Wechselstromenergieeintrag der Fall ist. Diese ausschließlich simulativ durchführbaren Untersuchungen werden im Folgenden vorgestellt.

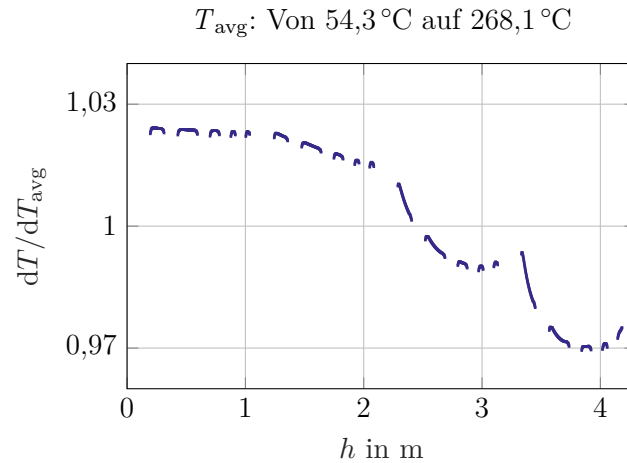


Abbildung 7.13.: Relative Temperaturerhöhung der MO-Widerstände des ungesteuerten Ableiters mit Porzellangehäuse nach einem 6 ms langen Impulsenergieeintrag mit einem Stromscheitelwert $I = 656$ A. Darstellung angelehnt an [Gie17c], Fig. 9.

Zur simulativen Berechnung eines Impulsenergieeintrages wird – im Gegensatz zu den Berechnungen bei angelegter Wechselspannung – eine voll gekoppelte elektrothermische Simulation durchgeführt. Hierzu wird eine elektrische Leitfähigkeit mit einem realistischen konstanten Wert im Hochstrombereich der σ - E -Kennlinie angenommen ($\sigma = 1,3$ S/m). Der MO-Ableiter wird dann mit einer konstanten Gleichspannung angeregt, die zu einem ebenfalls konstanten Strom führt. Im Fall des Ableiters mit Porzellangehäuse betrugen die elektrischen Parameter: $U = 768$ kV und $I = 656$ A. Je nachdem, welcher Endwert der Temperatur erreicht werden soll, ergeben sich Impulsdauern von 6 ms bis 8 ms. Die angewendeten elektrischen Parameter wurden aus Messungen mit einem Langwellenimpuls, durchgeführt an einem einzelnen MO-Widerstand abgeleitet⁷⁴. Durch wiederholte Anwendung eines Rechteckimpulses mit gleichem Spannungsscheitelwert auf den wärmer werdenden MO-Widerstand wurde festgestellt, dass eine Temperaturabhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit in diesem Strombereich und für diesen Typ MO-Widerstand vernachlässigt werden kann⁷⁵.

In Abbildung 7.13 ist der Temperaturanstieg entlang der Ableiterachse des ungesteuerten Ableiters mit Porzellangehäuse dargestellt, der sich ergibt, wenn der Ableiter ausgehend von seinem stationären Zustand (vgl. „ungesteuert“ in Abbildung 7.4 a)) mit einer mittleren Ableitertemperatur von $T_{\text{sim,all}} = 54,3$ °C innerhalb von 6 ms auf eine mittlere

⁷⁴ Die Messungen sind in der studentischen Arbeit [Zho16] dokumentiert.

⁷⁵ Unter der Annahme, dass die anderen beiden eingesetzten MO-Widerstände ein vergleichbares Temperaturverhalten aufweisen, und da eine exakte Nachbildung der Spannungs- und Stromhöhe keinerlei Relevanz für die hier durchgeführten Untersuchungen hat, wurden die elektrischen Parameter unabhängig davon, welche MO-Widerstände im Modell zum Einsatz kommen, für alle Konfigurationen gleich gewählt.

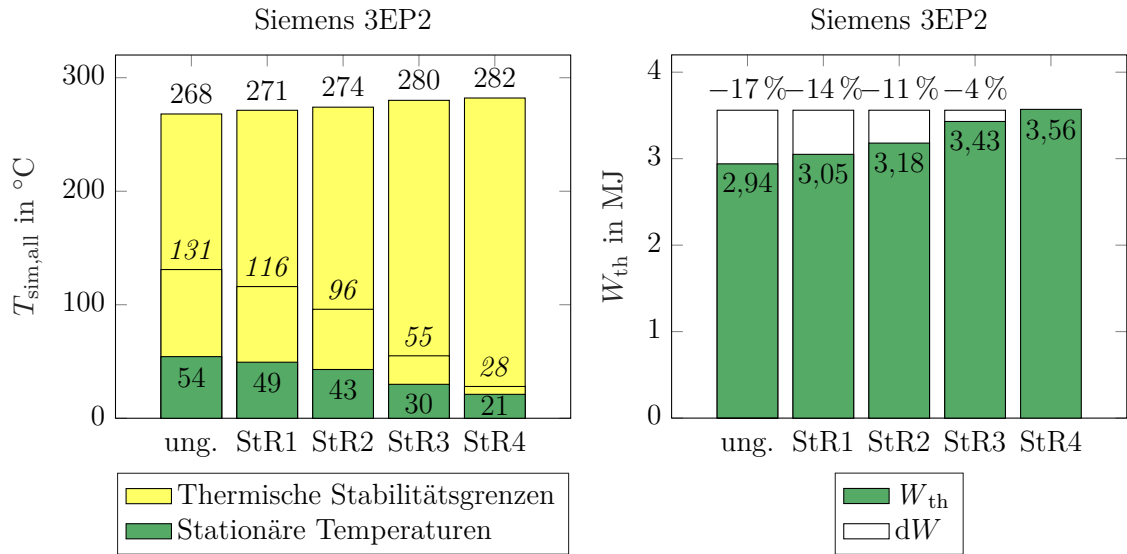


Abbildung 7.14.: Links: Mittlere und maximale (kursive Werte) Ableitertemperaturen im stationären Zustand und mittlere Ableitertemperaturen an den thermischen Stabilitätsgrenzen nach einem Impulsenergieeintrag im Fall des Ableiters mit Porzellan Gehäuse vom Typ Siemens 3EP2; Rechts: Resultierende eintragbare thermische Energie, absolut (grüne Balken) und in Relation zum *optimal* gesteuerten Ableiter StR4 (prozentuale Werte).

re Ableitertemperatur von $T_{sim,all} = 268,1^\circ\text{C}$ aufgeheizt wird. Die Differenzen zwischen den Temperaturanstiegen an unterschiedlichen Positionen entlang der Ableiterachse sind in diesem Fall, in dem Wärmeabgabe noch nicht stattfindet, ausschließlich auf die Temperaturabhängigkeit der Wärmekapazität der MO-Widerstände zurück zu führen. Der Temperaturanstieg der im stationären Zustand wärmeren oberen Bereiche ist demnach aufgrund einer erhöhten Wärmekapazität um ca. 6 % geringer als in den kälteren unteren Bereichen. Auch wenn die Vergleichmäßigung der Temperaturen während des Energieeintrages weniger ausgeprägt ist als im Fall von Wechselstromenergieeinträgen, muss dieser Effekt berücksichtigt werden, wenn der Temperaturanstieg anstelle einer voll gekoppelten elektrothermischen Simulation durch einen in allen MO-Widerständen konstanten Temperatursprung implementiert wird.

In Abbildung 7.14 sind links die mittleren Ableitertemperaturen für den stationären Zustand und für die thermische Stabilitätsgrenze des Ableiters mit Porzellan Gehäuse und rechts die nach Gl. (2.2) berechneten eingetragenen Energien abgebildet. Angegeben sind jeweils die über alle MO-Widerstände gemittelten Temperaturen. Die thermischen Stabilitätsgrenzen reichen von 268°C (ung.) bis 282°C (STR4) und liegen damit 15 % bis 19 % oberhalb der Werte ($T_{th,sim,all}$ in Tabelle 7.3), die für den gleichen Ableiter nach einem Wechselstromenergieeintrag ermittelt wurden. Wie bereits eingangs des Kapitels erwähnt resultieren diese Differenzen aus der Tatsache, dass beim Wechselstromenergieeintrag die

Wärmesenken während des 10- bis 15-minütigen Aufwärmvorgangs bereits thermisch vorgeladen wurden und daher weniger Energie beim anschließenden Abkühlvorgang unter Betriebsspannung (hier die Versuchsspannung U_1) aufnehmen können. Dieses Ergebnis verdeutlicht, dass eine im Labor durchführbare Ermittlung der thermischen Stabilitätsgrenzen am kompletten Ableiter zu einer Unterschätzung des tatsächlichen unter Betriebsbedingungen zu erwartenden thermischen Energieaufnahmevermögens führt. Wie konservativ die thermischen Energien nach Auswertung der Ergebnisse im Labor ausfallen, hängt dabei neben der Aufwärmzeit auch vom Anteil der Wärmesenken am Gesamtvolumen des Ableiters ab.

Wie bereits bei den nach einem Wechselstromenergieeintrag ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen kann auch bei den Impulsenergieeinträgen wieder eine leichte Tendenz einer mit der Steuerringgröße anwachsenden thermischen Stabilitätsgrenze festgestellt werden. Der Unterschied zwischen dem ungesteuerten und dem *optimal* gesteuerten Ableiter (StR4) beträgt dabei allerdings nur 5 %. Es kann daher auch im Fall eines Impulsenergieeintrages bestätigt werden, dass das thermische Energieaufnahmevermögen eines Ableiters nur in geringer Weise durch den Grad der Steuerung beeinflusst wird. Für den Fall, dass kein Steuerring verwendet wird, ist die eintragbare Energie nur um 17 % im Vergleich zum *optimal* gesteuerten Ableiter reduziert. Bei ausschließlicher Betrachtung dieses Wertes wäre der Einsatz eines komplett ungesteuerten Ableiters eine aus ökonomischer Sicht und hinsichtlich des benötigten Platzbedarfs sinnvolle Wahl. Bewertet man allerdings zusätzlich die maximale Temperatur, die im stationären Zustand entlang der Ableiterachse auftritt (kursive Werte in Abbildung 7.14 links), birgt ein Wert von 131 °C im ungesteuerten Fall potenziell die Gefahr, dass im Langzeitbetrieb die mechanische Festigkeit der Ableiterkomponenten gefährdet ist. Auch wenn ein kompletter Verzicht des Steuerrings bei dem betrachteten Ableiter daher wohl nicht in Frage kommt, kann eine Reduktion des typischerweise bei dieser Ableiterhöhe eingesetzten Steuerrings „StR4“ auf Steuerringe im Bereich der Dimensionen von Steuerring „StR2“ und „StR3“ eine sinnvolle Wahl darstellen. In diesen Fällen liegen die maximalen Temperaturen bei 96 °C, bzw. 55 °C, und die eintragbaren Energien werden um 11 %, bzw. 4 % verringert. Die Abhängdistanzen reduzieren sich in diesem Fall von 24 % (StR4) auf 12 % (StR2) und 19 % (StR3) und sind somit in einem Bereich, der auch für die maximal realisierbaren Abhängdistanzen (vgl. Kapitel 2.4) im Fall von Ultrahochspannungsableitern angenommen werden kann. Zum Vergleich: In [Göh10] wurde bei einem 12,5 m-hohen Ultrahochspannungsableiter ein Steuerring mit einer Abhängdistanz von circa 17 % verwendet, dabei wurde eine maximale Übertemperatur (bezogen auf T_{amb}) von 40 K im stationären Zustand ermittelt. Diese Werte sind vergleichbar mit der Abhängdistanz von Konfiguration „StR3“, bei der eine Übertemperatur von 41 K im stationären Zustand ermittelt wurde. Zu berücksichtigen ist bei allen in

diesem Absatz angestellten Betrachtungen, dass die hier durchgeführten Untersuchungen mit einer um 10 % erhöhten Dauerspannung durchgeführt wurden. Die bei anliegender Dauerspannung simulativ ermittelten maximalen Temperaturen im stationären Zustand liegen ca. 20 % unter den hier vorgestellten Werten. Gleichzeitig muss jedoch auch mit einer maximalen Umgebungstemperatur von 40 °C gerechnet werden. Diese wiederum hat etwa eine Erhöhung der maximalen Temperaturen von 20 % zur Folge⁷⁶, so dass mit an die Ableiternorm angelehnten Versuchsparametern ($T_{\text{amb}} = 40\text{ °C}$, $U_1 = U_c$) vergleichbare Schlussfolgerungen hinsichtlich einer sinnvollen Steuerringkonfiguration getroffen werden können.

Neben der Gefahr, dass sehr hohe Ableitertemperaturen zu einer thermischen Überlastung einzelner Ableiterkomponenten führen können, ist auch ein Einfluss auf das Alterungsverhalten der MO-Widerstände zu überprüfen. Orientiert man sich an der aktuellen Ableiternorm [IEC 60099-4], sind maximale Ableitertemperaturen bis 75 °C bei einer anzunehmenden maximalen Umgebungstemperatur von 40 °C ein Grenzwert, der nach aktuellen Prüfvorschriften zu noch sinnvoll durchführbaren Prüfzeiten führt⁷⁷. Unter diesen Bedingungen käme nur Steuerring „StR3“ und „StR4“ für den Ableiter mit Porzellan Gehäuse in Frage. Untersuchungen des Alterungsverhaltens von MO-Widerständen mit erhöhter Prüftemperatur (bis 150 °C) und alternativ erhöhter Prüfspannung ($U_{\text{ct}} \leq 1,25 \cdot U_c$) in [Hin97], die in der vorliegenden Arbeit mit MO-Widerständen der neuesten Generation bestätigt werden konnten (vgl. [Hin15]), deuten jedoch nicht darauf hin, dass erhöhte Temperaturen einen negativen Einfluss auf die Lebensdauer von MO-Widerständen haben. Auch die gesammelten Forschungsergebnisse in [Cig17] lassen die Schlussfolgerung zu, dass erhöhte Betriebstemperaturen und -spannungen nicht zu einer negativen Beeinflussung des Alterungsverhaltens von MO-Widerständen führen. Bei einem Großteil der MO-Widerstände, die aktuell im Einsatz sind, muss sogar davon ausgegangen werden, dass das Alterungsverhalten durch Betrieb bei erhöhter Temperatur verbessert wird⁷⁸. Zu berücksichtigen ist allerdings, dass potenziell alternde MO-Widerstände (vgl. [Cig17]) unter diesen Bedingungen schneller altern werden und daher für den Einsatz *schwach* gesteuerter Ableiter ausgeschlossen werden sollten.

Als Nächstes werden die im vorigen Absatz angestellten Betrachtungen für den kunststoffisolierten Ableiter wiederholt. In diesem Fall kann die Konfiguration A-A-StR als

⁷⁶ Die Angaben entstammen simulativen Überprüfungen.

⁷⁷ Setzt man eine Lebensdauer von 40 Jahren für einen Überspannungsableiter an, muss ein MO-Widerstand, der dauerhaft bei einer Temperatur von 75 °C betrieben wird, einer ein Jahr andauernden Alterungsprüfung unterzogen werden. Zumindest unter dem Aspekt, dass die Prüfzeit in einem Rahmen bleiben muss, der es Herstellern von MO-Ableitern ermöglicht, ohne größere Verzögerung Produkte auf den Markt zu bringen, sind noch höhere Prüfzeiten nur schwer vorstellbar.

⁷⁸ Diese Vermutung ist darin begründet, dass die Verlustleistung mit steigender Temperatur schneller abnimmt.

Referenzfall angesehen werden. Auch wenn der in diesem Fall verwendete Steuerring mit einer Abhängdistanz von 17 % bereits nicht mehr als *optimal* angesehen werden kann, handelt es sich dabei dennoch um eine typischerweise für diese Ableiterkonfiguration zum Einsatz kommende Steuerringgröße. Als zusätzliche Konfiguration wurde für diese Untersuchungen die ausschließlich simulativ untersuchte Konfiguration B-A- U_{10kA} hinzugefügt, bei der die Anzahl der MO-Widerstände im oberen Aktivteil B so gewählt wurde, dass die 10-kA-Restspannung des Ableiters mit den Konfigurationen A-A und A-A-StR übereinstimmt. Da ein Ableiter typischerweise nach einem am Einsatzort geforderten Schutzpegel ausgelegt wird, ist diese Konfiguration im Vergleich zu den Konfigurationen B-A und B-A-P, die eine äquivalente Dauerspannung, dafür aber eine reduzierte 10-kA-Restspannung im Vergleich zur Referenzkonfiguration A-A-StR aufweisen, von höherer Relevanz für die praktische Anwendung. Zunächst zeigt sich auch beim kunststoffisolierten Ableiter eine nur leicht gesteigerte thermische Stabilitätsgrenze bei Einsatz eines Steuerringes. Weiterhin kann festgestellt werden, dass die Konfigurationen A-A-StR, B-A, B-A-P und B-A- U_{10kA} im stationären Zustand sowohl vergleichbare mittlere Ableitertemperaturen als auch ähnliche Werte bei den maximal auftretenden Temperaturen erreichen. Vor allem der Vergleich zwischen den Konfigurationen A-A-StR und B-A- U_{10kA} ist interessant, da er zeigt, dass der Einsatz von großen MO-Widerständen im oberen Bereich des Ableiters eine

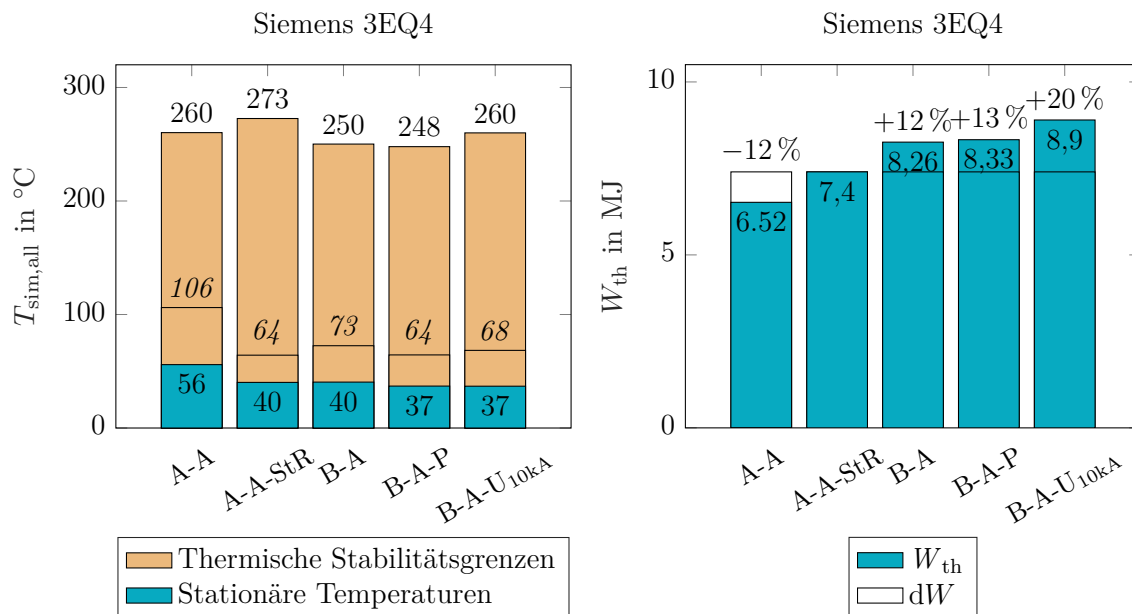


Abbildung 7.15.: Links: Mittlere und maximale (kursive Werte) Ableitertemperaturen im stationären Zustand und mittlere Ableitertemperaturen an den thermischen Stabilitätsgrenzen nach einem Impulsenergieeintrag im Fall des kunststoffisolierten Ableiters Siemens 3EQ4; Rechts: Resultierende eintragbare thermische Energie, absolut (blaue Balken) und in Relation zu einer typischen Konfiguration A-A-StR dieses Ableiters (prozentuale Werte).

Aufstellungsvariante mit Steuerring gleichwertig ersetzen kann. Das thermische Energieaufnahmevermögen kann in diesem Fall sogar um 20 % gesteigert werden. Aus ökonomischer Sicht ist eine externe Steuerung mittels Steuerring einer internen Steuerung mittels großer, kostspieliger MO-Widerstände vorzuziehen. An Orten, an denen aus Platzgründen auf einen Steuerring verzichtet werden muss oder zusätzliche Maßnahmen zur Reduzierung der Temperaturschiefverteilung notwendig werden, kann eine derartige interne Steuerung, insbesondere auch im Vergleich zu internen Steuerkondensatoren (vgl. Kapitel 2.4), als sinnvolle Alternative in Betracht gezogen werden. Dies setzt allerdings voraus, dass die Platzverhältnisse im Ableitergehäuse eine Vergrößerung der MO-Widerstandsdurchmesser überhaupt zulassen. Zur Steigerung des Energieaufnahmevermögens oder zur Reduzierung des Schutzpegels kommen große MO-Widerstände bereits heute zum Einsatz.

7.4. Thermische Stabilität eines thermischen Äquivalents

In diesem Kapitel wird ein Vergleich zwischen den thermischen Energien durchgeführt, die zum einen mit dem ungesteuerten und *optimal* gesteuerten Ableiter mit Porzellan Gehäuse (Siemens 3EP2) und zum anderen mit einem thermischen Äquivalent dieses Ableiters simulativ ermittelt werden.

Zunächst wird ein thermisches Äquivalent nach dem Vorgehen beschrieben in Annex B der Ableiternorm [IEC 60099-4] hergeleitet. Hierzu wird ein Modellableiter bestehend aus zwei MO-Widerständen und einem schirmlosen Porzellan Gehäuse modelliert (vgl. Abbildung 7.16 c)). Die Stirnflächen werden jeweils mit einer Platte abgeschlossen, welche die thermischen Parameter von Kork aufweist. Der Modellableiter ebenso wie der bereits in den vorigen Kapiteln verwendete Ableiter mit Porzellan Gehäuse werden durch Anregung mit einer Spannung $U > U_c$, ausgehend von einer Starttemperatur $T = T_{\text{amb}} = 20^\circ\text{C}$, auf eine mittlere Ableitertemperatur von 170°C aufgewärmt. Um auf vergleichbare Aufwärmzeiten zu kommen und somit eine vergleichbare Aufladung der Wärmekapazitäten beider Modelle zu erreichen, wurde die Anregungsspannung jeweils so gewählt, dass die gleiche Verlustleistungsdichte in beiden Modellen vorliegt. Die erzielten Aufwärmzeiten liegen bei etwa 9 min für den Modellableiter und etwa 8 min für den kompletten Ableiter. Anschließend wird die Anregungsspannung auf Null gesetzt und das Abkühlverhalten des Modellableiters durch Variation der Korkplattendicke und der Luftspaltbreite an jenes des kompletten Ableiters mit Porzellan Gehäuse (Siemens 3EP2) angepasst. Die resultierenden Abkühlkurven (s. Abbildung 7.17) stimmen in guter Näherung überein, dabei verläuft die Temperaturkurve des Modellableiters mit einer maximalen Abweichung von 1,5 K oberhalb der Kurve des kompletten Ableiters – eine Abweichung, die nach [IEC 60099-4] zulässig ist.

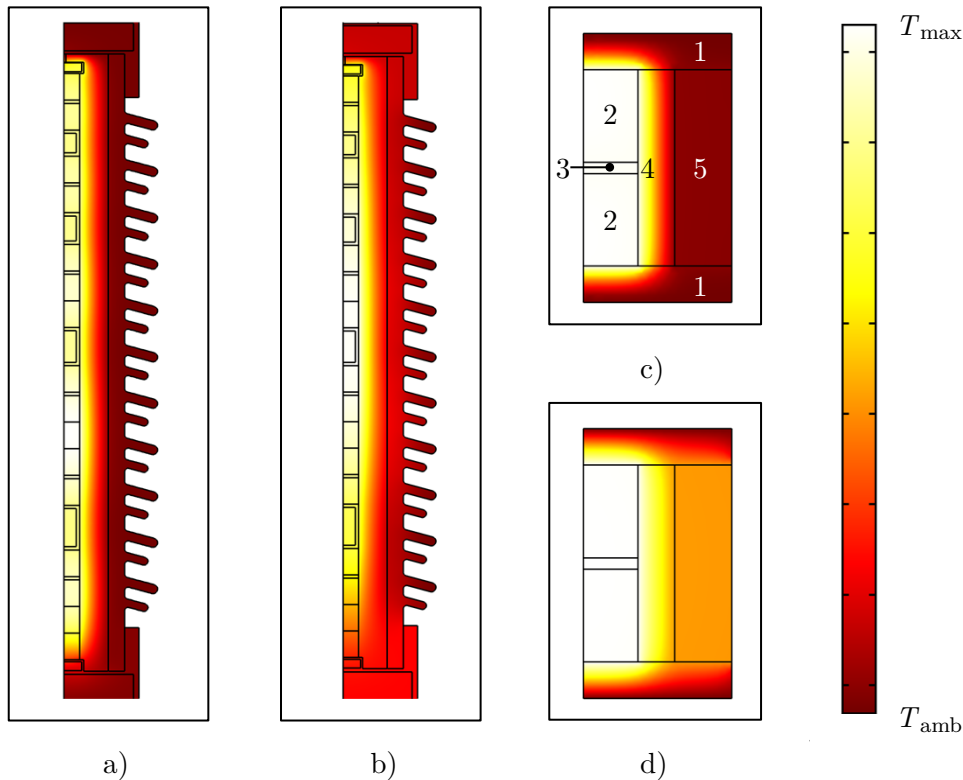


Abbildung 7.16.: Vergleich der Temperaturprofile beim Abkühlen des obersten vierten Bauglieds (h : 1,05 m, b : 0,14 m) des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 (a, b) und eines thermischen Äquivalents (h : 0,12 m, r : 0,08 m) (c, d), ausgehend von einer mittleren Ableitertemperatur $T_{\text{sim,all}} = 170^\circ\text{C}$ und bei einer Umgebungstemperatur $T_{\text{amb}} = 20^\circ\text{C}$. Abgebildet sind die Zustände: a) $t = 0 \text{ min}$, $T_{\max} = 195^\circ\text{C}$, b) $t = 60 \text{ min}$, $T_{\max} = 59^\circ\text{C}$, c) $t = 0 \text{ min}$, $T_{\max} = 171^\circ\text{C}$, d) $t = 60 \text{ min}$, $T_{\max} = 52^\circ\text{C}$.

1 – Korkplatte, 2 – MO-Widerstand, 3 – Aluminiumscheibe, 4 – Luftspalt, 5 – Porzellangehäuse

Die aus der Parameterstudie resultierende Luftspaltbreite in der finalen Konfiguration des Modellableiters – im Nachfolgenden *thermisches Äquivalent* genannt – ist, bei gleicher Porzellangehäusedicke, um etwa einen Faktor 3 kleiner als im Fall des kompletten Ableiters. In Abbildung 7.16 ist das Temperaturfeld zu Beginn des Abkühlvorganges ($t = 0 \text{ min}$) und nach 60 min für den Ableiter mit Porzellangehäuse, Abb. a) und b) und das thermische Äquivalent, Abb. c) und d), dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich das Aktivteil zu Beginn des Abkühlvorganges in beiden Modellen auf einem hohen Temperaturniveau befindet, während die restlichen Ableiterkomponenten noch näherungsweise auf Umgebungstemperatur liegen. Innerhalb der metallischen Füllstücke, Abb. a), sind die Temperaturen leicht unterhalb der Temperaturen in den MO-Widerständen. Nach einer Abkühlzeit von

60 min hat sich die Temperatur im Fall des kompletten Ableiters, Abb. b), in den metallischen Füllstücken an die Temperaturen in den angrenzenden MO-Widerständen angepasst, dabei wurde Wärme sowohl in axialer Richtung in die Flansche als auch in radialer Richtung in den Luftspalt und das Porzellangehäuse abgegeben. In der longitudinalen Mitte des Aktivteils treten mit einem Maximalwert von 59 °C deutlich höhere Temperaturen als im Bereich der Flansche mit einem Minimalwert von 29 °C auf. Es kann somit eine ausgeprägte axiale Wärmeabgabe über die Flansche, sowie in Teilen in radialer Richtung über den Luftspalt festgestellt werden. Im Fall des thermischen Äquivalentes liegt zum gleichen Zeitpunkt, Abb. d), im Aktivteil immer noch eine homogene Temperaturverteilung ($T_{\text{max}} = 52\text{ °C}$) vor, und die Wärme wird fast ausschließlich in radialer Richtung über den Luftspalt und das Porzellangehäuse an die Umgebung abgegeben. Dieser Vergleich zeigt, dass trotz übereinstimmender Abkühlkurven die dominierenden Wärmeübertragungspfade im Fall des thermischen Äquivalents und des kompletten Ableiters deutlich voneinander abweichen. Nachfolgend wird daher untersucht, ob sich ein thermisches Äquivalent, wie in der Ableiternormung vorgesehen, eignet, um über Untersuchungen, durchgeführt mit dem thermischen Äquivalent, auf das thermische Energieaufnahmevermögen des kompletten Ableiters zu schließen.

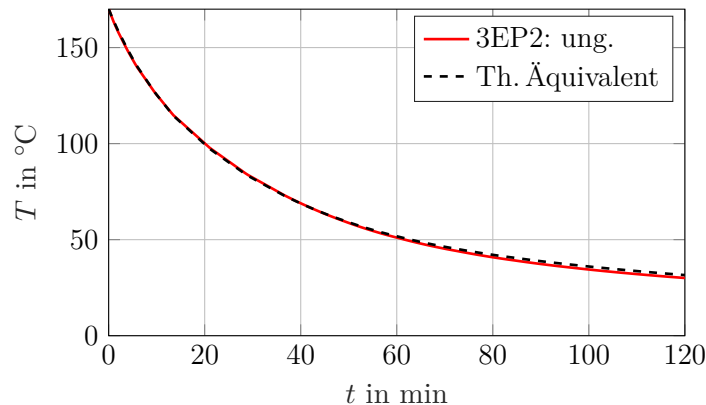


Abbildung 7.17.: Vergleich des Abkühlverhaltens des Ableiters mit Porzellangehäuse vom Typ Siemens 3EP2 mit einem thermischen Äquivalent.

Für den ersten Vergleich werden die thermischen Stabilitätsgrenzen ermittelt, die sich ergeben, wenn das thermische Äquivalent sowie der ungesteuerte und *optimal* gesteuerte Ableiter mit Porzellangehäuse ausgehend vom unbelasteten Zustand – d. h. der Ableiter befindet sich vor dem Energieeintrag auf Umgebungstemperatur $T_{\text{amb}} = 20\text{ °C}$ – mit einem Impulsenergieeintrag aufgeheizt wird. Dabei wird im Unterschied zu den Untersuchungen in Kapitel 7.3 gemäß dem Vorgehen bei der Arbeitsprüfung in [IEC 60099-4] nach dem Energieeintrag die Dauerspannung U_c , anstelle eines Wertes $U_1 = 1,1 \cdot U_c$, als Anregungs-

spannung verwendet⁷⁹. In Abbildung 7.18 sind die aus dieser Untersuchung resultierenden thermischen Stabilitätsgrenzen sowie die aus dem Temperaturanstieg des Aktivteils ermittelten thermischen Energien abgebildet. Die thermischen Energien werden dabei in Konformität zur Ableiternorm in kJ/kV bezogen auf die Bemessungsspannung U_r angegeben. Es zeigt sich wieder, dass die thermische Stabilitätsgrenze des kompletten Ableiters nach einem Energieeintrag aus dem unbelasteten Zustand heraus nahezu unabhängig vom Grad der Steuerung ist. Während in Kapitel 7.3 noch ein Unterschied von 14 K zwischen dem ungesteuerten und dem *optimal* gesteuerten Ableiter festgestellt werden konnte, beträgt der Unterschied jetzt nur noch 3 K⁸⁰. Daraus kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass der Grad der Potentialschiefverteilung nur indirekt über die sich im stationären Zustand einstellende Temperaturschiefverteilung Einfluss auf die thermische Stabilitätsgrenze auswirkt. Ein Vergleich zwischen den thermischen Energien des thermischen Äquivalentes und des kompletten Ableiters zeigt, dass das thermische Äquivalent aufgrund seiner schlechteren axialen Wärmeabgabe mit einer Abweichung von -17% bis -16% zu einer eher konventionellen Abschätzung des tatsächlichen Energieaufnahmevermögens des kompletten Ableiters führt.

Als weiterer Vergleich werden nun die ausgehend vom stationären Zustand berechneten thermischen Stabilitätsgrenzen ermittelt. Der komplette Ableiter wird weiterhin nach dem Vorgehen aus Kapitel 7.3 untersucht, nach dem Energieeintrag wird dieser jedoch zunächst für eine Zeitdauer von 10 s mit seiner Bemessungsspannung und erst im Anschluss mit seiner Dauerspannung angeregt. Das thermische Äquivalent wird in Anlehnung an das Vorgehen bei der Arbeitsprüfung, beschrieben in Kapitel 2.5, untersucht. Als Umgebungstemperatur wird in Übereinstimmung mit der Ableiternorm eine maximale Umgebungstemperatur von 40°C angenommen. Die mittleren stationären Temperaturen des kompletten Ableiters betragen in diesem Fall $T_{\text{st,sim,all}} = 68^\circ\text{C}$ im ungesteuerten Fall und $T_{\text{st,sim,all}} = 45^\circ\text{C}$ im *optimal* gesteuerten Fall. Für das thermische Äquivalent entfällt die Berechnung des stationären Zustandes, da sich bei Anregung mit der Dauerspannung des thermischen Äquivalentes aufgrund der fehlenden Schiefverteilung nur geringfügige Temperaturerhöhungen ergeben würden. Stattdessen werden eine Starttemperatur von 60°C im gesamten Modellgebiet und eine Umgebungstemperatur von 20°C angenommen. Die Starttemperatur berücksichtigt dabei die maximale Umgebungstemperatur von 40°C sowie eine zusätzliche Erhöhung der Aktivteilstemperaturen in Folge einer anzu-

⁷⁹ In der Arbeitsprüfung ist weiterhin vorgesehen, dass direkt nach dem Energieeintrag für eine Zeitdauer von 10 s die Bemessungsspannung U_r am thermischen Äquivalent anliegt. Dieser Fall wird weiter unten diskutiert.

⁸⁰ Wird der Versuch wie in Kapitel 7.3 mit einer Anregungsspannung $U_1 = 1,1 \cdot U_c$ durchgeführt, kann ebenfalls eine Differenz von 3 K festgestellt werden. Ein signifikanter Einfluss des Arbeitspunktes kann daher ausgeschlossen werden.

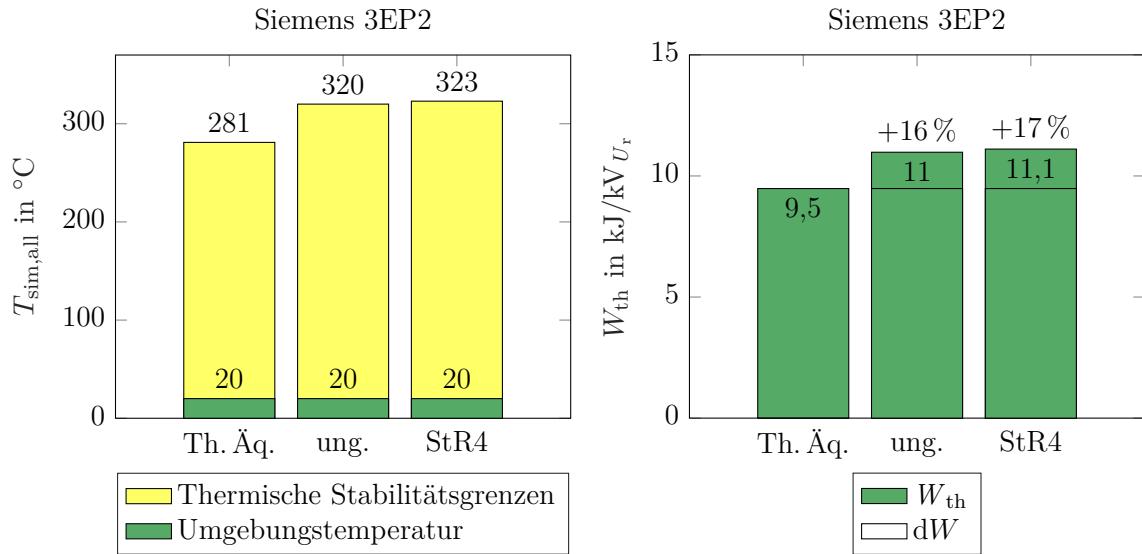


Abbildung 7.18.: Links: Mittlere Ableitertemperaturen an den thermischen Stabilitätsgrenzen nach einem Impulsenergieeintrag, ausgehend vom unbelasteten Zustand mit $T_{\text{sim,all}} = T_{\text{amb}}$; Rechts: Resultierende eintragbare thermische Energie, absolut (grüne Balken) und in Relation zum thermischen Äquivalent (prozentuale Werte).

nehmenden Temperaturschiefverteilung des kompletten Ableiters und durch den Einfluss von Sonneneinstrahlung. Dieses Vorgehen entspricht einer Aufwärmung des thermischen Äquivalents im Ofen, welche bei Durchführung der Arbeitsprüfung im Labor zur Anwendung kommt. Wie die ermittelten mittleren stationären Temperaturen des kompletten Ableiters (s. oben) zeigen, wird mit einer Starttemperatur von 60 °C die tatsächliche stationäre Temperatur des ungesteuerten Ableiter mit einer Abweichung von -8 K unterschätzt und für den gesteuerten Ableiter mit einer Abweichung von $+15$ K überschätzt. Da der ungesteuerte Ableiter bereits eine Schiefverteilung aufweist, wie sie eher für Ableiter in Ultrahochspannungsnetzen zu erwarten ist, wird daher versucht, eine angepasste Starttemperatur nach dem Vorgehen aus [IEC 60099-4] zu bestimmen (s. Kapitel 2.5). Hierzu wird zunächst die mittlere Ableitertemperatur des ungesteuerten Ableiters im stationären Zustand und bei einer Umgebungstemperatur von 20 °C ermittelt. Diese liegt bei $T_{\text{st,sim,all}} = 46$ °C. Anschließend wird eine angepasste Dauerspannung ermittelt, bei der das thermische Äquivalent die gleiche stationäre Temperatur wie der komplette Ableiter aufweist. Diese Untersuchung ergibt eine angepasste Dauerspannung mit einem Wert gleich der Bemessungsspannung des thermischen Äquivalents $U_{\text{ct}} = 1,25 \cdot U_c$. In der Ableiternorm ist nun vorgesehen, dass die ermittelte angepasste Dauerspannung erneut an das thermische Äquivalent angelegt wird, diesmal jedoch bei einer Umgebungstemperatur von 40 °C. Im Idealfall ergibt sich die gleiche mittlere stationäre Temperatur von 68 °C wie beim kompletten Ableiter unter Annahme der maximalen Umgebungstemperatur. Im

vorliegenden Fall wird das thermische Äquivalent jedoch instabil. Erst eine Reduzierung der Versuchsspannung auf einen Wert $U_{ct} = 1,24 \cdot U_c$ führt zu einem stabilem Verhalten und einer mittleren stationäre Temperatur von 82°C . Erst durch eine weitere Reduzierung der angepassten Dauerspannung auf $U_{ct} = 1,22 \cdot U_c$ wird der angestrebte stationäre Wert von 68°C erreicht. An diesem Beispiel zeigt sich, dass das Vorgehen in der Ableiternorm zur Ermittlung einer angepassten Starttemperatur zu überdenken ist, da der Fall eines thermischen Weglaufens nicht behandelt wird und bei stabilem Verhalten eine zu konservative Starttemperatur ermittelt wird. Vor allem die Tatsache, dass die mittlere stationäre Temperatur des kompletten Ableiters nur 8 K oberhalb der minimal anzusetzenden Starttemperatur von 60°C liegt, lässt die Annahme zu, dass das bisherige in der Ableiternorm definierte Vorgehen nur in wenigen Fällen zu einer sinnvollen Anpassung der Starttemperatur führt. Für den hier durchgeführten Vergleich wurde eine Starttemperatur von 68°C für den Vergleich zwischen dem thermischen Äquivalent und dem ungesteuerten Ableiter und von 60°C für den Vergleich zwischen dem thermischen Äquivalent und dem *optimal* gesteuerten Ableiter angenommen.

Die thermischen Stabilitätsgrenzen und eintragbaren thermischen Energien, ermittelt nach dem Vorgehen im vorigen Absatz, sind in Abbildung 7.19 dargestellt. Auch bei diesem Vergleich können die mit dem thermischen Äquivalent hergeleiteten Ergebnisse als konservativ angesehen werden. Besonders der praxisnahe Vergleich zwischen dem thermischen Äquivalent und dem *optimal* gesteuerten Ableiter weist mit einem Wert von 31 % eine besonders

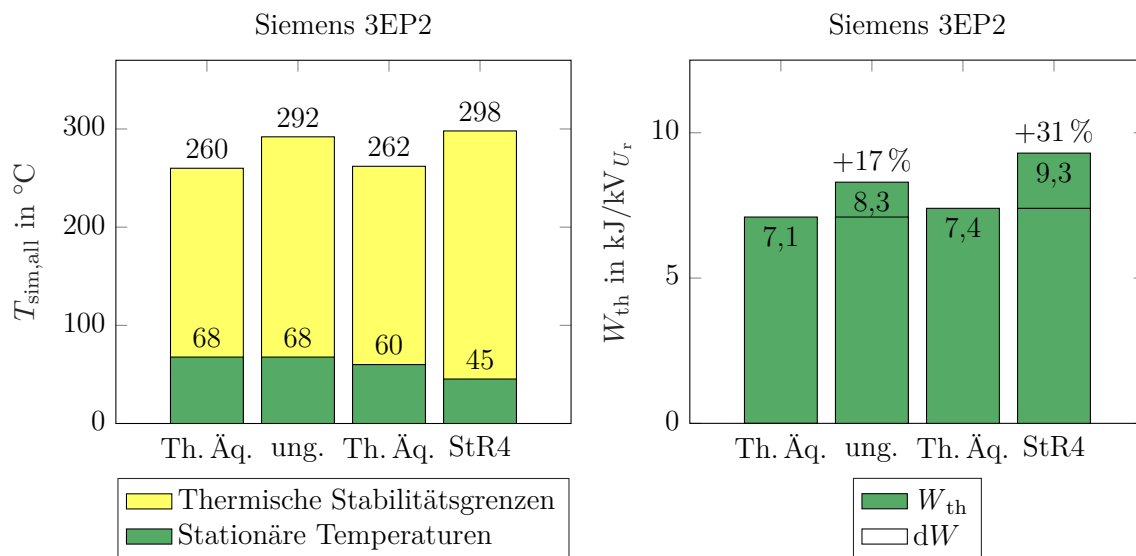


Abbildung 7.19.: Links: Mittlere Ableitertemperaturen an den thermischen Stabilitätsgrenzen nach einem Impulsenergieeintrag; Rechts: Resultierende eintragbare thermische Energie, absolut (grüne Balken) und in Relation zum thermischen Äquivalent (prozentuale Werte).

große Abweichung auf. Zu berücksichtigen ist außerdem, dass das hier verwendete, simulativ hergeleitete thermische Äquivalent ein Best-Case-Szenario darstellt. Im Labor ist eine so exakte Übereinstimmung der Abkühlkurven, wie sie in Abbildung 7.17 erzielt wurde, nur mit einem sehr hohen Aufwand zu erreichen. Die im Praxisfall hergeleiteten thermischen Äquivalente werden daher bereits bei Durchführung des Nachweises thermischer Äquivalenz ein schlechteres Abkühlverhalten aufweisen als der komplette Ableiter und in Folge dessen zu noch konservativeren Ergebnissen bei der Ermittlung des thermischen Energieaufnahmevermögens führen.

8. Zusammenfassung der Ergebnisse

Bei Überspannungsableitern, die eine Länge oberhalb von etwa 1 m aufweisen, treten infolge des Einflusses von Streukapazitäten gegen Erde Potentialschiefverteilungen auf. Dies bedeutet, dass mit zunehmender Länge ein immer größerer Teil des Potentials nahe dem hochspannungsseitigen Ende des Ableiters abfällt. Dies führt dazu, dass in den MO-Widerständen im oberen Bereich des Ableiters eine höhere Verlustleistung umgesetzt wird als in jenen im unteren, erdnahen Bereich. Im nach einigen Stunden erreichten stationären Zustand wird sich dann ebenfalls eine Temperaturschiefverteilung mit höheren Temperaturen im oberen Bereich des Ableiters einstellen. Eine Sorge der Hersteller von Ableitern besteht daher seit dem ersten Einsatz von MO-Ableitern darin, dass diese ungleichmäßige Belastung zu thermischem Instabilwerden und einer reduzierten Lebensdauer der MO-Widerstände führt. Als Gegenmaßnahme werden Steuerringe eingesetzt, die, angebracht am obersten Flansch des Ableiters, zu einer Vergleichmäßigung der Potentialverteilung führen. Gleichzeitig wird durch diese Maßnahme jedoch auch die Schlagweite gegen Erde – und somit die dielektrische Festigkeit – des Ableiters herabgesetzt. Ab einer Systemspannung $U_s > 800$ kV können daher, um die Anforderungen an die erforderlichen Schaltstoß-Stehspannungen zu erfüllen, nur noch Steuerringe mit einer reduzierten, nicht optimalen Größe eingesetzt werden. Ein größerer Grad der Potentialschiefverteilung muss somit in Kauf genommen werden bzw. müssen zusätzliche Maßnahmen, wie beispielsweise der Einsatz von Steuerkondensatoren, ergriffen werden. Diese zusätzlichen Komponenten erhöhen jedoch auch das Ausfallrisiko eines Ableiters, und es ist keinesfalls sichergestellt, dass sich die elektrischen Eigenschaften der Kondensatoren über die gesamte Lebensdauer eines Ableiters nicht verändern.

In der vorliegenden Arbeit wurde daher untersucht, ob und inwieweit das Betriebsverhalten von MO-Ableitern durch Potential- und Temperaturschiefverteilungen beeinflusst wird und welche Steuermaßnahmen tatsächlich erforderlich sind, um einen sicheren Betrieb über die gesamte Lebensdauer der Ableiter zu gewährleisten. Neben den Einschränkungen in Ultrahochspannungsnetzen ist diese Fragestellung auch für Ableiter in der Hoch- und Höchstspannungsebene von Relevanz, da hier die Größe der eingesetzten Steuerringe maßgeblich den Platzbedarf und damit die Kosten der Aufstellung eines Ableiters in

einer Schaltanlage vorgibt. Die durchgeführten Untersuchungen beschränken sich auf Ableiter, die in Laborumgebungen (z. B. Hochspannungshallen) bei Spannungen im Bereich der Dauerspannung U_c des Ableiters getestet werden.

In einer experimentellen Versuchsreihe, durchgeführt an einem 550-kV-Ableiter mit Porzellan Gehäuse ohne Steuerring sowie mit vier Steuerringen unterschiedlicher Größe, konnte gezeigt werden, dass der Grad der Steuerung zwar einen großen Einfluss auf die im stationären Zustand erreichten mittleren und maximalen Ableitertemperaturen hat. Ein Einfluss auf die nach Wechselstromenergieeinträgen mit einer Eintragsdauer von einigen Minuten ermittelten thermischen Stabilitätsgrenzen konnte jedoch nicht festgestellt werden. Das thermische Energieaufnahmevermögen eines Ableiters mit unterschiedlichem Grad der Steuerung wird daher offensichtlich nur durch die Temperaturunterschiede im stationären Zustand beeinflusst. Dieses Ergebnis bestätigt frühere Untersuchungen aus der Literatur.

In einer weiteren Versuchsreihe, durchgeführt an einem 550-kV-Ableiter mit silikonbeschichtetem Kunststoffverbundgehäuse, wurde der Durchmesser der im Ableiter eingesetzten MO-Widerstände derart variiert, dass im oberen der zwei Bauglieder MO-Widerstände mit abweichend zur Standardauslegung vergrößertem Durchmesser, im unteren Bauglied dagegen mit *Standardgröße* eingesetzt wurden. Auf einen Steuerring wurde bei dieser Ausführung verzichtet. Es konnte gezeigt werden, dass durch die somit erhöhte Eigenkapazität in der oberen Hälfte des Ableiters eine ähnliche Spannungsverteilung über den MO-Widerständen erzielt werden kann wie bei der vergleichend untersuchten Standardbestückung der Aktivteile mit zusätzlich am Ableiter angebrachtem Steuerring. Der Einsatz von MO-Widerständen größeren Durchmessers kann daher als eine platzsparende Alternative zu Steuerringen bzw. als eine zuverlässigere Alternative zu Steuerkondensatoren angesehen werden. Gleichzeitig konnte gezeigt werden, dass damit aufgrund des größeren Volumens der MO-Widerstände das Energieaufnahmevermögen eines Ableiters deutlich erhöht wird. Ein Nachteil sind jedoch die ggf. erhöhten Kosten und außerdem konstruktionstechnische Einschränkungen, welche die Verwendung größerer MO-Widerstände ab einer gewissen Größe des Ableiters mit aktuellen Standardgehäusen nicht mehr zulässt.

Um zu überprüfen, ob die experimentell gewonnenen Erkenntnisse auch für den praxisrelevanten Fall von Impulsenergieeinträgen gelten, wurde ein Simulationsmodell aus bestehenden Ansätzen weiterentwickelt. Als Simulationsumgebung wurde eine kommerziell erhältliche FEM-Software verwendet, und es wurde, um die Auswirkungen des inharmonischen MO-Widerstandsstromes berücksichtigen zu können, ein zeitabhängiger Löser verwendet. Zur Begrenzung der sonst ungeeignet hohen Simulationszeiten wurde eine rotationssymmetrische, zweidimensionale Modellgeometrie gewählt. Die im Rahmen dieser

Arbeit durchgeführten Neuerungen im Vergleich zu bereits in der Literatur beschriebenen Simulationsmodellen werden nachfolgend zusammengefasst.

Um das elektrothermische Verhalten eines Ableiters *ohne* Vorkenntnis der zu erwartenden Temperaturen berechnen zu können und außerdem die Qualität der Ergebnisse (u. a. des Aufwärmverhaltens) zu erhöhen, wurde eine adaptive Neuberechnung der thermischen Näherungsgleichungen zur Ermittlung der konvektiven Wärmeübertragungsprozesse eingeführt. Da diese adaptive Neuberechnung eine erhöhte Simulationszeit zur Folge hat, wurde zusätzlich eine adaptive Zeitschrittsteuerung des thermischen Löses eingeführt. Im Vergleich zu einer Berechnung mit einem konstanten thermischen Zeitschritt konnte eine um bis zu einem Faktor von 50 reduzierte Lösungszeit des Simulationsmodells erzielt werden. Die erforderlichen Simulationszeiten, um den stationären Zustand eines Hochspannungsableiters zu berechnen, liegen sogar um einen Faktor 2 bis 3 unterhalb der Zeiten, die ein Ableiter in Echtzeit benötigt.

Da mit bisherigen 2D-Simulationsmodellen nur vollkommen rotationssymmetrische und daher ungesteuerte Hochspannungsableiter elektrothermisch berechnet werden konnten, wurde ein Verfahren entwickelt, mit dem der elektrische Einfluss der nicht rotationssymmetrischen Streben auf die Spannungsverteilung eines Ableiters in einem 2D-Modell nachgebildet werden kann. Hierzu wurde, motiviert aus einem in der IEC-Ableiternorm bekannten Ansatz, ein virtueller Steuerring verwendet. Im Unterschied zur Ableiternorm wurde ein Verfahren erarbeitet, das eine geeignete Positionierung eines solchen virtuellen Ringes sowie eine Ermittlung des zur Fehlerminimierung notwendigen Nebenradius⁸¹ definiert. Der Einfluss der Streben auf die Spannungsverteilung eines Ableiters kann mit dem vorgeschlagenen Verfahren mit einem im Vergleich zur Auslegung nach der IEC-Ableiternorm reduzierten – nun vernachlässigbaren – Fehler für Steuerringgrößen der Hoch- und Höchstspannungsebene nachgebildet werden. Für Ultrahochspannungsableiter wurde eine Eignung aufgrund der dann ohnehin nicht mehr zweidimensional modellierbaren mehrsäuligen Ableiterkonfigurationen nicht überprüft.

Mit einer rein elektrostatisch berechneten 3D-Simulation der Versuchsumgebung konnte erstmals gezeigt werden, dass neben dem Einfluss der Steuerringstreben auch der Einfluss der Elektroden und der geerdeten Strukturen des Versuchsfeldes auf die Spannungsverteilung eines Ableiters berücksichtigt werden muss. So führt eine Vernachlässigung dieser Einflussgrößen selbst im Falle einer 800-kV-Halle (Abmessungen: $l = 30$ m, $b = 20$ m, $h = 21$ m) im Simulationsmodell zu einer Überschätzung der elektrischen und thermischen Belastungen eines Ableiters. Angelehnt an das Vorgehen im vorigen Absatz kann

⁸¹ In [IEC 60099-4] wird der Nebenradius unbegründet gleich dem Nebenradius des *realen* Steuerringes gesetzt.

der Einfluss des gesamten Versuchsfeldes durch die Verwendung eines einzelnen virtuellen Potentialringes mit vernachlässigbaren Fehler in einem 2D-Modell nachgebildet werden.

Aus in der Literatur bekannten Ansätzen wurde ein geeignetes Verfahren zur Ermittlung der Feldstärkeabhängigkeit der relativen Permittivität der MO-Widerstände ermittelt und derart weiterentwickelt, dass eine Berechnung unabhängig von einer Vorkenntnis der elektrischen Leitfähigkeit durchgeführt werden kann. Diese Verbesserung ist insofern wichtig, als sich Fehler bei der Berechnung der elektrischen Leitfähigkeit nun nicht mehr auf die berechnete relative Permittivität auswirken. Es konnte nachgewiesen werden, dass mit den berechneten jeweils feld- und temperaturabhängigen elektrischen Leitfähigkeiten und relativen Permittivitäten der MO-Widerstände eine nahezu perfekte Übereinstimmung zwischen gemessenen und simulierten Stromverläufen eines einzelnen MO-Widerstandes und eines kompletten Ableiters erreicht werden kann. Abweichungen sind lediglich durch die Nichtberücksichtigung von offensichtlich vorhandenen und bereits aus der Literatur bekannten Relaxationseffekten zu beobachten. Diese Abweichungen treten jedoch überwiegend im Bereich niedriger Feldstärken in Erscheinung und haben daher nur geringe Auswirkungen auf die Qualität der hier durchgeführten Simulationen.

Durch einen Vergleich der experimentell und der simulativ ermittelten stationären Ableitertemperaturen und thermischen Stabilitätsgrenzen nach einem Wechselstromenergieeintrag konnte eine erfolgreiche Validierung des Simulationsmodells durchgeführt werden. Es konnte insbesondere gezeigt werden, dass die in dieser Arbeit durchgeführten Veränderungen am Simulationsmodell einen entscheidenden Einfluss auf die Qualität der Simulationsergebnisse haben. Durch weitere Untersuchungen war es erstmals möglich, die thermischen Stabilitätsgrenzen eines kompletten Ableiters, mit und ohne Steuerringe, nach Impulsenergieeinträgen zu ermitteln. Es konnte ein kleiner, aber nicht signifikanter Einfluss der Steuerringgröße auf die thermisch eintragbare Energie des Ableiters ermittelt werden, der in erster Linie aus den im stationären Zustand unterschiedlich geladenen Wärmekapazitäten resultiert. Die berechneten eintragbaren thermischen Energien der untersuchten Steuerringkonfigurationen weichen, vor allem aufgrund der Unterschiede der Ableitertemperaturen im stationären Zustand, leicht voneinander ab. Eine Reduzierung der Steuerringgröße führt jedoch nur zu einer unkritischen Herabsetzung der thermisch eintragbaren Energie. Die Frage, ob eine Reduzierung der heute üblichen Steuerringgrößen möglich ist, kann anhand dieser Ergebnisse bejaht werden. Dies bedeutet auch, dass die Einschränkungen bei der Dimensionierung von Steuerringen im Ultrahochspannungsbereich nicht als kritisch angesehen werden müssen. Der einschränkende Faktor bei der Auslegung von Steuerringen ist dabei nicht die Ausprägung der Potential- und Temperaturschiefverteilung, sondern es sind die maximalen Ableitertemperaturen, die im statio-

nären Zustand auftreten. Zu hohe Temperaturen könnten, wenn keine Maßnahmen (z. B. temperaturbeständige Materialien) ergriffen werden, auf Dauer die mechanische Festigkeit der Gehäusematerialien und damit des gesamten Ableiters herabsetzen.

Durch einen Vergleich der thermisch eintragbaren Energien eines thermischen Äquivalents und eines kompletten Ableiters konnte die bereits in der Literatur zu findende Annahme, dass ein thermisches Äquivalent zu eher konservativen Ergebnissen im Bezug auf das damit ermittelte thermische Energieaufnahmevermögen eines kompletten Ableiter führt, sicher bestätigt werden.

8.1. Empfehlungen für die IEC-Normung

Anhand der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse bezüglich der Möglichkeit, komplette Ableiter zu simulieren, sowie aufgrund der Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen, können die nachfolgenden Empfehlungen für eine Überarbeitung der aktuellen Ableiternorm [IEC 60099-4] ausgesprochen werden.

Die Auswahl einer korrigierten Dauerspannung als Prüfspannung in der Alterungsprüfung (*Test to verify long term stability under continuous operating voltage*) erscheint nach dem aktuellen Vorgehen nicht sinnvoll, da lediglich die infolge einer Potentialschiefverteilung im unerwärmten Zustand des Ableiters ermittelte maximale Spannungserhöhung berücksichtigt wird. Im stationären Zustand kann jedoch aufgrund der Erwärmung des Aktivteils eine veränderte Potentialschiefverteilung festgestellt werden. Die MO-Widerstände, die zuvor mit der höchsten Spannung belastet wurden, werden dann infolge einer temperaturbedingten Selbststeuerung des Aktivteils mit einer deutlich niedrigeren Spannung, dafür jedoch mit einer erhöhten Temperatur und einer erhöhten Verlustleistungsdichte belastet. Sinnvoller erscheint es daher, generell Alterungsprüfungen mit einer konstanten Verlustleistung durchzuführen, deren Wert, abgeleitet aus der höchsten Verlustleistungsdichte im stationären Zustand, beispielsweise über den Simulationsweg ermittelt werden kann.

Der bisherige informative Leitfaden Annex F (*Guide for determination of the voltage distribution along metal-oxide surge arresters*) definiert ausschließlich Anforderungen, die zur Ermittlung der Spannungsverteilung über den MO-Widerständen eines unerwärmten Ableiters erforderlich sind. Zur Ermittlung der stationären Spannungsverteilung, die aufgrund der im vorigen Absatz aufgeführten Gründe dann von Relevanz ist, wenn mit einer ausgeprägten Potentialschiefverteilung zu rechnen ist, sind einige Erweiterungen vorzunehmen:

- Das Aktivteil des Ableiters ist durch seine tatsächliche *feld- und temperaturabhängige* Permittivität zu repräsentieren⁸²;
- Die Schirme des Ableitergehäuses sind im Simulationsmodell aufgrund ihres nicht vernachlässigbaren Einflusses auf die Wärmeabgabe zu berücksichtigen;
- Zur Berechnung der konvektiven und radiativen Wärmeabgabe innerhalb des Luftspalts zwischen Aktivteil und Gehäuseinnenseite sowie an der Gehäuseaußenseite können Näherungsgleichungen verwendet werden⁸³.

Darüber hinaus werden einige generelle Änderungen zur Ermittlung der rein elektrisch oder elektrothermisch berechneten Potentialschiefverteilung vorgeschlagen:

- Die metallischen Flansche eines Ableiters – insofern quaderförmig – sind jeweils durch einen Zylinder mit einem Radius gleich dem Mittelwert aus Innenkreis- und Umkreisradius des tatsächlichen Flansches zu berücksichtigen⁸⁴;
- Zur Nachbildung des elektrischen Einflusses der Streben in einem 2D-Modell kann ein virtueller Steuerring eingesetzt werden, der an der Position der longitudinalen Mitte der tatsächlichen Streben angeordnet wird und einen in einer Parameterstudie ermittelten *optimalen* Nebenradius aufweist⁸⁵;
- Der elektrische Einfluss der Umgebung des Ableiters (z. B. weitere Ableiter in einem dreiphasigen System) kann durch einen virtuellen Potentialring in einem 2D-Modell angenähert werden.

Grundsätzlich wird weiterhin vorgeschlagen, nicht nur die Potentialschiefverteilung, sondern vielmehr auch die Verlustleistungs- und Temperaturverteilung zu berechnen und zu optimieren.

⁸² In einem zusätzlichen, neuen Leitfaden kann das in dieser Arbeit modifizierte Verfahren zur Ermittlung der Permittivität aus [Bla15b] vorgeschlagen werden.

⁸³ Eine beispielhafte Modellierung ist mit dieser Arbeit gegeben.

⁸⁴ Bisher wurde der größte Radius (Umkreisradius) des tatsächlichen Flansches vorgesehen.

⁸⁵ Alternativ kann der halbe Radius des Nebenradius des Hauptringes verwendet werden.

A. Zusatzinformationen zu den verwendeten Versuchs- und Messkreisen

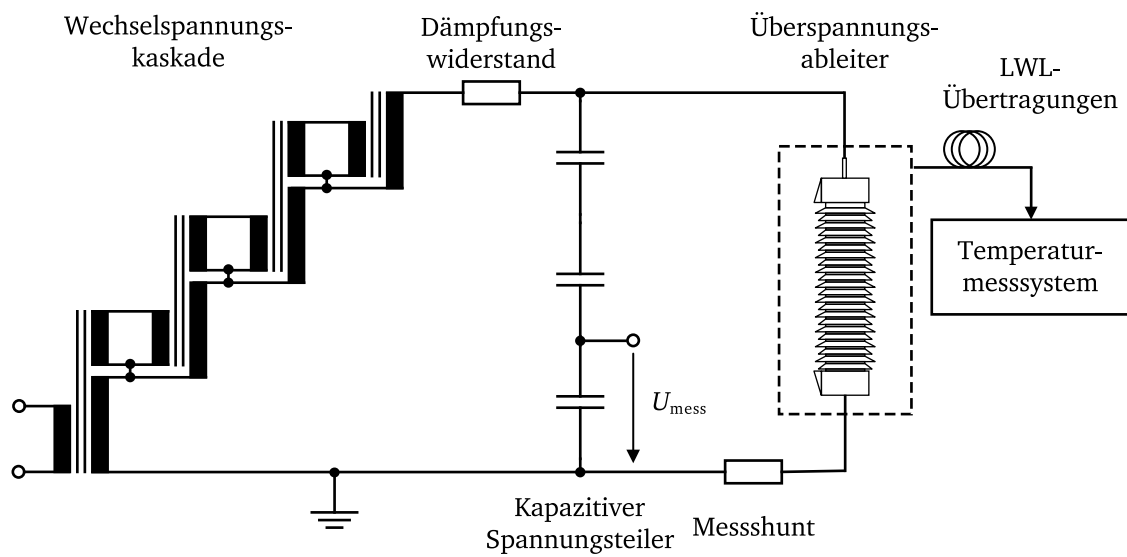


Abbildung A.1.: Ersatzschaltbild des Wechselspannungsversuchskreises zur Durchführung von Erwärmungsversuchen an MO-Ableitern (Wechselspannungskaskade: 2x2-Stufen)

Tabelle A.1.: Technische Daten des Wechselspannungsversuchskreises, beschrieben in Kapitel 4.1

Wechselspannungskaskade	
Hersteller	AEG
Nennspannung	1,2 MV
Nennstrom	1 A
Bezogene Kurzschlussspannung	16 %
Kap. Spannungsteiler	
Hersteller	HAEFELY
Typ	CW 1200-380
Hochspannungskapazität	380 pF (1520 pF/Stufe)
Niederspannungskapazität	2,92 μ F
Übersetzungsverhältnis (mit Messkabel)	8000
Messunsicherheit (Anzeigeeinheit)	$\pm 0,5$ %, ± 1 digit
Weitere Daten	
Dämpfungswiderstand	10 k Ω
Messshunt	100 $\Omega \pm 0,01$ %

Tabelle A.2.: Technische Daten der bei Temperaturmessungen in dieser Arbeit verwendeten Temperaturmesssysteme

Signalkonditionierer	
Hersteller	FISO Technologies
Typen	TMI 4, 8 und UMI 8
Abtastrate	20 Hz
Genauigkeit	0,025 % des Endwertes
Auflösung	0,01 % des Endwertes
Temperatursensoren	
Typ	FOT-L-SD
Temperaturbereich	-40 °C bis 300 °C
Auflösung	0,1 °C
Genauigkeit	± 1 °C
Antwortzeit	$\leq 1,5$ s
Anschlusstyp	ST

B. Weitere Simulationsergebnisse

B.1. Ergänzungen zu Kapitel 5.7

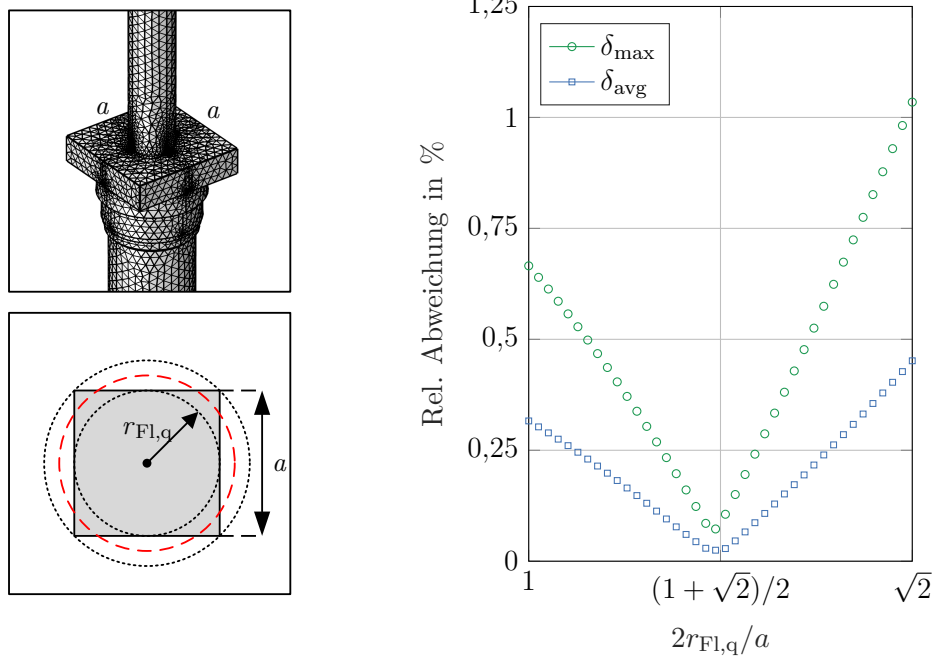


Abbildung B.1.: Flanschgeometrie des Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 mit quaderförmigem Teilelement mit Kantenlänge a (links oben), Nachbildung des Quaders mit einem Zylinderelement mit gleicher Höhe und unterschiedlichen Radien $r_{Fl,q} = (1 \dots \sqrt{2})a$ (links unten) und maximaler und mittlerer Fehler in der Spannungsverteilung über den MO-Widerständen abhängig vom Verhältnis des Flanschradius $r_{Fl,q}$ zur halben Kantenlänge $a/2$ (rechts). Der optimale Flanschradius (rot gekennzeichnet) entspricht dem Mittelwert aus Innenkreis- und Umkreisradius der Grundfläche des Quaders.

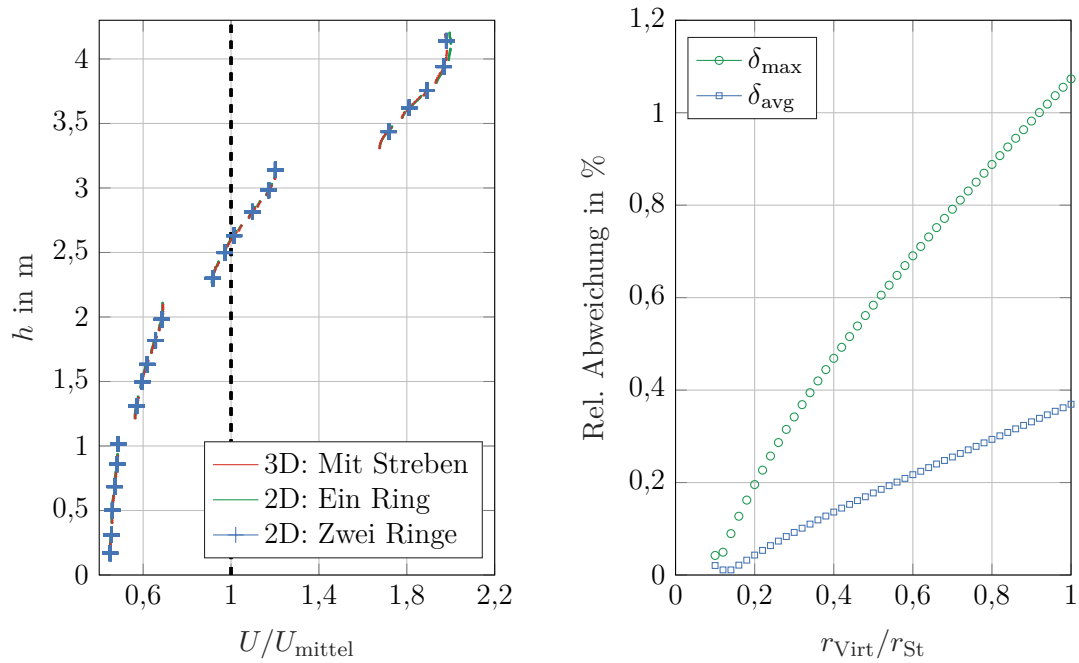


Abbildung B.2.: Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 mit Steuerring StR1 für unterschiedliche Steuerringnachbildungen (links) und maximaler und mittlerer Fehler in der Spannungsverteilung abhängig vom Verhältnis der kleinen Radien der zwei Ringe (rechts).

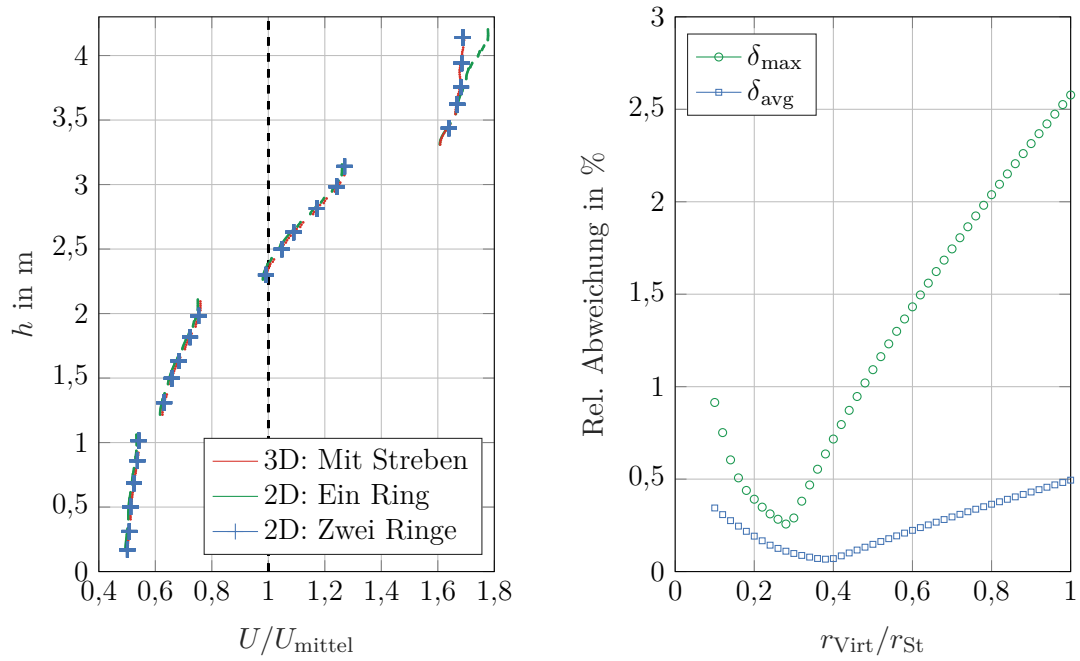


Abbildung B.3.: Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 mit Steuerring StR2 für unterschiedliche Steuerringnachbildungen (links) und maximaler und mittlerer Fehler in der Spannungsverteilung abhängig vom Verhältnis der kleinen Radien der zwei Ringe (rechts).

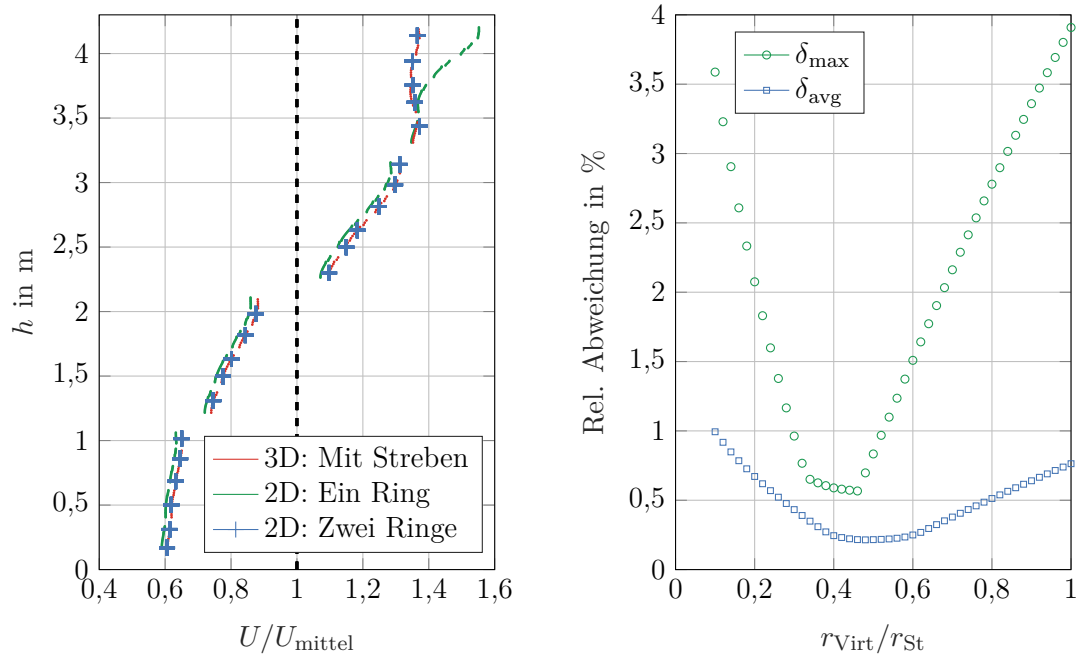


Abbildung B.4.: Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters vom Typ Siemens 3EP2 mit Steuerring StR3 für unterschiedliche Steuerringnachbildungen (links) und maximaler und mittlerer Fehler in der Spannungsverteilung abhängig vom Verhältnis der kleinen Radien der zwei Ringe (rechts).

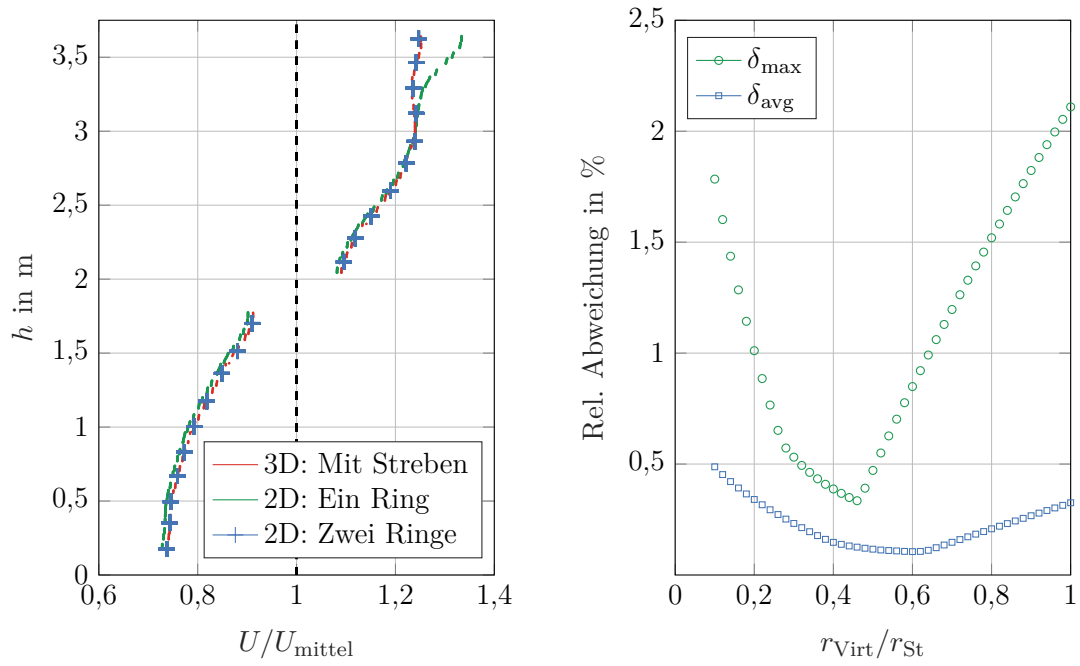


Abbildung B.5.: Spannungsverteilung über den MO-Widerständen des Ableiters vom Typ Siemens 3EQ4 mit Steuerring für unterschiedliche Steuerringnachbildungen (links) und maximaler und mittlerer Fehler in der Spannungsverteilung abhängig vom Verhältnis der kleinen Radien der zwei Ringe (rechts).

C. Weitere Modellparameter

Tabelle C.1.: Wärmeleitfähigkeiten k , Spezifische Wärmekapazitäten c_p , Massendichten ρ_m und Oberflächenemissionsgrade ε_{rad} der verwendeten MO-Widerstände und der Ableitergehäuse.

MO-Widerstände*	
k in W/(m·K)	21,5 und 23,7
c_p in J/(kg·K), (20 °C) bis (200 °C)	485 bis 555
ρ_m in kg/m ³	5476 und 5423
ε_{rad}	0,96
Porzellangehäuse	
Werkstoffgruppe	C 120
k in W/(m·K)	1,6 (1,2 bis 2,6 [Lie12])
c_p in J/(kg·K), (30 °C) bis (100 °C)	750 bis 900 ([Lie12])
ρ_m in kg/m ³	2400
ε_{rad}	0,85
Silikon/Rohrdesign	
k in W/(m·K)	0,35
c_p in J/(kg·K)	1000
ρ_m in kg/m ³	1140
ε_{rad}	0,89
GFK/Rohrdesign	
k in W/(m·K)	0,6
c_p in J/(kg·K)	1100
ρ_m in kg/m ³	1950
ε_{rad}	0,95

*Die thermischen Parameter der MO-Widerstände (mit Ausnahme des Emissionsgrades) wurden am Fachgebiet Angewandte Geothermie der TU Darmstadt an zwei der eingesetzten MO-Widerstandstypen gemessen.

Literaturverzeichnis

- [ABB11] ABB SWITZERLAND LTD. „Overvoltage Protection, Metal oxide surge arresters in medium voltage systems. Application guidelines“. 5. Auflage. 2011.
- [Al91] AL ABDULLAH, K., BUI, A., LOUBIERE, A. „Low frequency and low temperature behavior of ZnO-based varistor by ac impedance measurements“. In: Journal of Applied Physics 69 (7 1991), S. 4046–4052.
- [Bar96] BARTKOWIAK, M., MAHAN, G. D., MODINE, F. A., ALIM, M. A. „Influence of ohmic grain boundaries in ZnO varistors“. In: Journal of Applied Physics 79 (1 1996), S. 273–281.
- [Bla15] BLATT, S. „Untersuchungen zu einem möglichen Einsatz von Mikrovaristoren in der Isolation umrichter gespeister Antriebe“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [Bla15b] BLATT, S., HINRICHSSEN, V. „Mathematical model for numerical simulation of current density in microvaristor filled insulation materials“. In: IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation 22 (2 2015), S. 1161–1170.
- [Chr10] CHRISTEN, T., DONZEL, L., GREUTER, F. „Nonlinear resistive electric field grading part 1. Theory and simulation“. In: IEEE Electrical Insulation Magazine 26 (6 2010), S. 47–59.
- [Chu75] CHURCHILL, S. W., CHU, H. H. „Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate“. In: International Journal of Heat and Mass Transfer 18 (11 1975), S. 1323–1329.
- [Cig13] CIGRÉ ARBEITSGRUPPE A3.17. „MO Surge Arresters. Stresses and Test Procedures“. Technische Broschüre 544. Paris: Cigré, 2013.

- [Cig17] CIGRÉ ARBEITSGRUPPE A3.25. „MO Surge Arresters. Metal Oxide Resistors and Surge Arresters for Emerging System Conditions“. Technische Broschüre 696. Paris: Cigré, 2017.
- [Cla99] CLARKE, D. R. „Varistor Ceramics“. In: Journal of the American Ceramic Society 82 (3 1999), S. 485–502.
- [Cle06] CLEMENS, M., STEINMETZ, T., WEIDA, D., HINRICHSSEN, V. „Coupled Thermal-Electroquasistatic 3D Field Simulation of High-Voltage Surge Arrester Structures“. In: 6th International Conference on Computational Electromagnetics (CEM). 2006.
- [COM17] COMSOL MULTIPHYSICS. „Heat Transfer Module User’s Guide“. 2017.
- [Cos14] COSTA, E. G., BARROS, R. M. R., ALVES, H. M. M., BASTOS, M. A. „Thermal behavior analysis of ZnO polymeric surge arrester using the finite elements method“. In: International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE). (Poznan, Poland). IEEE, 2014, S. 1–4.
- [Den14] DENZ, F. „Modeling and Simulation of Varistors“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [Duc97] DUCREUX, J. P., MARQUES, G., MACIELA, F. „Electro-thermal behaviour of metal oxide surge arresters: Numerical modelling by resolution of Maxwell’s equations in a nonlinear complex permittivity dielectric“. In: 10th International Symposium on High Voltage Engineering. 1997.
- [Eda89] EDA, K. „Zinc Oxide Varistors“. In: IEEE Electrical Insulation Magazine. Bd. 6. Vol. 5. 1989.
- [Ein79] EINZINGER, R. „Grain junction properties of ZnO varistors“. In: Applications of Surface Science 3 (3 1979), S. 390–408.
- [Ela03] ELAYYAN, H., AL-REFAIE, S. N. „Dielectric relaxation assessment of a heat treated metal oxide varistor“. In: IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology 150 (4 2003), S. 141–147.
- [Fri11] FRITZ, O., LJUSLINDER, M., DOSER, B. „Heat Transfer in High-Voltage Surge Arresters“. In: Excerpt from the Proceedings of the 2011 COMSOL Conference in Stuttgart.

- [Göh10] GÖHLER, R., SCHUBERT, M., WECK, K.-H., HINRICHSSEN, V., TUCZEK, M., CLEMENS, M., APPEL, R. „Special Requirements on Surge Arrester Design for UHV A.C. Systems above 800 kV System Voltage“. Report A3-104. In: Cigré session (2010).
- [Göh11] GÖHLER, R., TUCZEK, M., HINRICHSSEN, V. „Optimierung der Potentialverteilung von MO-Überspannungsableitern durch externe Steuerung“. In: ETG-Fachbericht 131: Feldsteuernde Isoliersysteme – Werkstoffe, Design, Prüfung und Simulation. VDE-Verlag, 2011.
- [Göh17] GÖHLER, R., SHAIKH, J., BRENDLER, V., WEYER, M., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Arresters with advanced cooling performance for protection of valves in HVDC converters“. In: Cigré Science & Engineering (7 2017).
- [Gie16] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R., SPÄCKLEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H. „Einfluss unterschiedlicher Steuerringkonfigurationen auf die thermische Stabilität von Überspannungsableitern“. In: VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik. 2016.
- [Gie17a] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R. „Potentialsteuerung funkenstreckenloser Metalloxid-Ableiter für Höchst- und Ultrahochspannungsnetze und deren Auswirkung auf die thermische Stabilität“. In: e & i Elektrotechnik und Informationstechnik (2017).
- [Gie17b] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R., SPÄCKLEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H. „Electro-Thermal Simulations of High Voltage Metal-Oxide Surge Arresters with and without installed Grading Rings with regard to Thermal Stability“. In: Cigré Winnipeg Colloquium. 2017.
- [Gie17c] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R., SPÄCKLEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H. „Electro-Thermally Coupled Finite-Element Simulations of High Voltage Station Arresters with and without Grading“. In: INMR World Congress. 2017.
- [Gre90] GREUTER, F., BLATTER, G. „Electrical properties of grain boundaries in polycrystalline compound semiconductors“. In: Semiconductor Science and Technology 5 (2 1990), S. 111–137.

- [Gue01] GUEDES DA COSTA, E., NAIDU, S. R., GUEDES DE LIMA, A. „Electrothermal model for complete metal-oxide surge arresters“. In: IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution 148 (1 2001).
- [Had04] HADDAD, A., WARNE, D. F. „Advances in high voltage engineering“. Bd. 40. IET power and energy series. London: IET, 2004.
- [Had15] HADDAD, A., AHMAD, A., DA SILVA, D. „Current Discrimination in ZnO Surge Arresters for Circuit Parameters and Condition Monitoring“. In: INMR World Congress on Insulators, Arresters, Bushings & Cable Accessories. 2015.
- [Had90] HADDAD, A., FUENTES-ROSADO, J., GERMAN, D. M., WATERS, R. T. „Characterisation of ZnO surge arrester elements with direct and power frequency voltages“. In: IEE Proceedings A (Physical Science, Measurement and Instrumentation, Management and Education) 137 (5 1990), S. 269–279.
- [Han06] HAN, S., GU, S., HE, J., LU, Y., HAN, Y. „3D Electric Calculation for a Station Class ZnO Surge Arrester for 1100kV Substation Using the Hybrid Finite Element-Analytical Approach“. In: 12th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation. Miami, Florida, USA, 2006.
- [Hau89] HAUS, H. A., MELCHER, J. R. „Electromagnetic Fields and Energy“. MIT OpenCourseWare. 1989.
- [He03] HE, J., ZENG, R., CHEN, S., TU, Y. „Thermal characteristics of high voltage whole-solid-insulated polymeric ZnO surge arrester“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 18 (4 2003), S. 1221–1227.
- [He09] HE, J., HU, J., GU, S., ZHANG, B., ZENG, R. „Analysis and Improvement of Potential Distribution of 1000-kV Ultra-High-Voltage Metal–Oxide Arrester“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 24 (3 2009), S. 1225–1233.
- [Hin08] HINRICHSSEN, V., CLEMENS, M., STEINMETZ, T., RIFFON, P. „External Grading Systems for UHV Metal-Oxide Surge Arrester. A New Approach to Numerical Simulation and Dielectric Testings“. International Council on Large Electrical Systems, Cigré 2008, Session A3-205, Paris, France, 2008.

- [Hin11] HINRICHSEN, V. „Metalloxid-Ableiter in Hochspannungsnetzen. Grundlagen“. 3. Auflage. Siemens AG, 2011.
- [Hin15] HINRICHSEN, V., GIESSEL, M., TUCZEK, M. N. „Thermal Stability of HV and UHV Arresters with Reduced Grading Systems“. In: INMR World Congress on Insulators, Arresters, Bushings & Cable Accessories. Oktober. 2015.
- [Hin90] HINRICHSEN, V. „Simulation des elektrischen und thermischen Verhaltens von funkenstreckenlosen Metalloxid-Ableitern bei Betrieb an Wechselspannung“. Dissertation. Technische Universität Berlin, 1990.
- [Hin97] HINRICHSEN, V. „Monitoring of High Voltage Metal Oxide Surge Arresters“. In: Proceedings VI Jornadas Internacionales de Aislamiento Eléctrico Bilbao (Paper 6.4 1997).
- [Hof13] HOFSTÄTTER, M. „Modellierung des elektrischen Verhaltens von Varistoren“. Dissertation. Montanuniversität Leoben, 2013.
- [Hua96] HUANG, L., RAGHUVeer, M. R. „Hybrid simulation of metal oxide surge-arrester thermal behaviour“. In: Canadian Journal of Electrical and Computer Engineering 21 (1 1996), S. 33–39.
- [IEEE92] IEEE WORKING GROUP 3.4.11. „Modeling of metal oxide surge arresters“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 7 (1 1992), S. 302–309.
- [Inc13] INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P., BERGMAN, T. L., LAVINE, A. S. „Principles of heat and mass transfer“. 7th ed., international student version. Singapore: Wiley, 2013.
- [Ist10] ISTAD, M., RUNDE, M. „Thirty-Six Years of Service Experience with a National Population of Gas-Insulated Substations“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 25 (4 2010), S. 2448–2454.
- [Jan93] JANG, J.-S. „ANFIS. Adaptive-network-based fuzzy inference system“. In: IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics 23 (3 1993), S. 665–685.
- [Jij09] JIJ, L. M. „Heat Convection“. Berlin, Heidelberg: Springer, 2009.
- [Kle04] KLEIN, T. „Einflüsse auf das Energieaufnahmevermögen von Metalloxidableitern“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2004.

- [Kob86] KOBAYASHI, M., MIZUNO, M., HAYASHI, M., SUGHITA, Y. „Metal Oxide Surge Arrester“. In: IEEE Transactions on Electrical Insulation 21 (6 1986), S. 989–996.
- [Lat83] LAT, M. V. „Thermal Properties of Metal Oxide Surge Arresters“. In: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems 102 (7 1983), S. 2194–2202.
- [Lev75] LEVINSON, L. M., PHILIPP, H. R. „The physics of metal oxide varistors“. In: Journal of Applied Physics 46 (3 1975), S. 1332–1341.
- [Lev77] LEVINSON, L., PHILIPP, H. „ZnO Varistors for Transient Protection“. In: IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging 13 (4 1977), S. 338–343.
- [Lia00] LIAO, R., WANG, Z., SUN, C., GU, L., YAN, P., YANG, B. „The harmonic analysis method and its application in the on-line detection of electric equipment insulation“. In: Proceedings of the 6th International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials. Xi'an, China: IEEE, 2000, S. 474–478.
- [Lie11] LIENHARD IV, J. H., LIENHARD V, J. H. „A heat transfer textbook“. 4th ed. Dover books on engineering. Dover Publications Inc., 2011.
- [Lie12] LIEBERMANN, J. „High-Voltage Insulators. Basics and Trends for Producers, Users, and Students“. H. O. Schulze KG, 2012.
- [Lun90] LUNDQUIST, J., STENSTROM, L., SCHEI, A., HANSEN, B. „New method for measurement of the resistive leakage currents of metal-oxide surge arresters in service“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 5 (4 1990), S. 1811–1822.
- [Mat71] MATSUOKA, M. „Nonohmic Properties of Zinc Oxide Ceramics“. In: Japanese Journal of Applied Physics 10 (6 1971), S. 736.
- [Mor73] MORRIS, W. G. „Electrical Properties of ZnO-Bi₂O₃ Ceramics“. In: Journal of the American Ceramic Society 56 (7 1973), S. 360–364.
- [Net04] NETO, E. T. W., DA COSTA, E. G., MAIA, M., GALINDO, T. C. L., COSTA, A. H. S. „Electro-thermal simulation of ZnO arresters for diagnosis using thermal analysis“. In: IEEE/PES Transmission and

- Distribution Conference and Exposition: Latin America. Sao Paulo, Brazil, 2004, S. 338–343.
- [Pau94] PAUL, R. „Elektrotechnik 2. Grundlagenlehrbuch Netzwerke“. Dritte, überarbeitete und erweiterte Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer, 1994.
- [Rei08] REINHARD, M. „Experimentelle Untersuchungen zum Einzelimpulsenergieaufnahmevermögen von Metalloxidwiderständen eingesetzt in Hochspannungsnetzen unter Berücksichtigung eines komplexen Fehlerkriteriums“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [Rin97] RINGLER, K. G., KIRKBY, P., ERVEN, C. C., LAT, M. V., MALKIEWICZ, T. A. „The Energy Absorption Capability and Time-to-Failure of Varistors Used in Station-Class Metal-Oxide Surge Arresters“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 12 (1 1997), S. 203–212.
- [Run04] RUNDE, M., SLETBAK, J., ERSDAL, J.-T., MJELVE, A., SKYBERG, B., SØREIDE, L., ÅKRA, E., NETT, V., BKK, S., STATKRAFT, P. „Failures of voltage grading capacitors in GIS circuit breakers. A3-306“. Session papers and Proceedings. Paris: Cigre, 2004.
- [Sen17] SENAPATI, J. R., DASH, S. K., ROY, S. „Numerical investigation of natural convection heat transfer from vertical cylinder with annular fins“. In: International Journal of Thermal Sciences 111 (2017), S. 146–159.
- [Sey15] SEYYEDBARZEGAR, S. M., MIRZAIE, M. „Application of finite element method for electro-thermal modeling of metal oxide surge arrester“. In: Computer Applications in Engineering Education 23 (6 2015), S. 910–920.
- [Shi88] SHIRAKAWA, S., ENDO, F., KITAJIMA, H., KOBAYASHI, S., GOTO, K., SAKAI, M. „Maintenance of surge arrester by a portable arrester leakage current detector“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 3 (3 1988), S. 998–1003.
- [Sie12] SIEMENS AG. „Leitungsableiter für erhöhte Systemzuverlässigkeit“. Broschüre. 2012. (Besucht am 27.11.2017).

- [Sjo10] SJOSTEDT, H., STENSTROM, L., PUSCH, D., OSTROWSKI, J. „Voltage grading design of UHV surge arresters using 3D transient capacitive-resistive field simulations“. In: International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE). (New Orleans, LA, USA). IEEE, 2010, S. 32–35.
- [Spä15a] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Multi-Rate Time Integration for Coupled Electrical and Thermal Modeling of Surge Arresters“. In: International Conference on Electromagnetics in Advanced Applications. (Torino, Italy). IEEE, 2015, S. 264–267.
- [Spä15b] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Thermal Analysis of a Station Class Arrester Model in Continuous Operation and Under the Operating Duty Test“. In: Proceedings of the 19th International Symposium on High Voltage Engineering. 2015, S. 1–5.
- [Spä16a] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Electro-Quasistatic Thermal Modeling and Simulation of Station Class Surge Arresters“. In: IEEE Transactions on Magnetics 52 (3 2016).
- [Spä16b] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Investigation of Thermal Stability for a Station Class Surge Arrester“. In: IEEE Journal on Multiscale and Multiphysics Computational Techniques 1 (2016), S. 120–128.
- [Sto94] STOCKUM, F. R. „Simulation of the nonlinear thermal behavior of metal oxide surge arresters using a hybrid finite difference and empirical model“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 9 (1 1994), S. 306–313.
- [Ton14] TONKOSHKUR, A. S., GOMILKO, I. V., LYASHKOV, A. Y. „Percolation effects in the capacitive properties of metal-oxide varistors in the range of high voltage“. In: Journal of Advanced Dielectrics 04 (02 2014).
- [Tuc14] TUCZEK, M. N. „Experimentelle Untersuchungen zur Mehrfachimpulsbelastbarkeit von Metalloxidvaristoren für Anwendungen in der elektrischen Energietechnik“. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2014.

- [VDI10] „VDI Heat Atlas“. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010.
- [Wan98] WANG, H., BARTKOWIAK, M., MODINE, F. A., DINWIDDIE, R. B., BOATNER, L. A., MAHAN, G. D. „Nonuniform Heating in Zinc Oxide Varistors Studied by Infrared Imaging and Computer Simulation“. In: Journal of the American Ceramic Society 81 (8 1998), S. 2013–2022.
- [Zel05] ZELLER, P., RABL, M. „Modell zur numerischen Simulation der thermischen Stabilität von Metalloxid Ableitern“. In: Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Multiphysics User’s Conference. Frankfurt, 2005.
- [Zhe02] ZHENG, Z., BOGGS, S. A. „Efficient Solution of Transient Nonlinear Field Problems“. In: Annual Report. Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena. IEEE, 2002.
- [Zhe03] ZHENG, Z., BOGGS, S. A. „Heat Sink Effects in Thermal Stability Tests of ZnO Arresters“. In: Annual Report. Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena. IEEE, 2003.
- [Zhe10] ZHENG, Z., BOGGS, S. A., IMAI, T., NISHIWAKI, S. „Computation of Arrester Thermal Stability“. In: IEEE Transactions on Power Delivery 25 (3 2010), S. 1526–1529.

Normen

[IEC 61936]	IEC 61936, ed. 1.0: 10-2002. „Power installations exceeding 1 kV a.c. - Part 1: Common rules“. Norm.
[IEC 60071-1/amd 1]	IEC 60071-1, ed. 8.0: 2006-1/amd.1: 2010-01. „Amendment 1: Insulation co-ordination – Part 1: Definitions, principles and rules“. Norm.
[IEC 60071-2]	IEC 60071-2, ed. 3.0 : 1996-12. „Insulation co-ordination – Part 2: Application Guide“. Norm.
[IEC 60099-4]	IEC 60099-4, ed. 3.0: 2014-06. „Surge arresters – Part 4: Metal-oxide surge arresters without gaps for a.c. systems“. Norm.
[IEC 60099-5]	IEC 60099-5, ed. 2.0: 2013-05. „Surge arresters – Part 5: Selection and application recommendations“. Norm.
[IEEE C62.11]	IEEE Std C62.11-2012. „IEEE Standard for Metal-Oxide Surge Arresters for AC Power Circuits (>1 kV)“. Norm.

Eigene Publikationen

- [Göh17] GÖHLER, R., SHAIKH, J., BRENDLER, V., WEYER, M., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Arresters with advanced cooling performance for protection of valves in HVDC converters“. In: Cigré Science & Engineering (7 2017).
- [Gie16] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R., SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H. „Einfluss unterschiedlicher Steuerringkonfigurationen auf die thermische Stabilität von Überspannungsableitern“. In: VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik. 2016.
- [Gie17a] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R. „Potentialsteuerung funkenstreckenloser Metalloxid-Ableiter für Höchst- und Ultrahochspannungsnetze und deren Auswirkung auf die thermische Stabilität“. In: e & i Elektrotechnik und Informationstechnik (2017).
- [Gie17b] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R., SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H. „Electro-Thermal Simulations of High Voltage Metal-Oxide Surge Arresters with and without installed Grading Rings with regard to Thermal Stability“. In: Cigré Winnipeg Colloquium. 2017.
- [Gie17c] GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V., GÖHLER, R., SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H. „Electro-Thermally Coupled Finite-Element Simulations of High Voltage Station Arresters with and without Grading“. In: INMR World Congress. 2017.
- [Hin15] HINRICHSSEN, V., GIESSEL, M., TUCZEK, M. N. „Thermal Stability of HV and UHV Arresters with Reduced Grading Systems“. In: INMR World Congress on Insulators, Arresters, Bushings & Cable Accessories. Oktober. 2015.

- [Spä15a] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Multi-Rate Time Integration for Coupled Electrical and Thermal Modeling of Surge Arresters“. In: International Conference on Electromagnetics in Advanced Applications. (Torino, Italy). IEEE, 2015, S. 264–267.
- [Spä15b] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Thermal Analysis of a Station Class Arrester Model in Continuous Operation and Under the Operating Duty Test“. In: Proceedings of the 19th International Symposium on High Voltage Engineering. 2015, S. 1–5.
- [Spä16a] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Electro-Quasistatic Thermal Modeling and Simulation of Station Class Surge Arresters“. In: IEEE Transactions on Magnetics 52 (3 2016).
- [Spä16b] SPÄCK-LEIGSNERING, Y., GJONAJ, E., DE GERSEM, H., WEILAND, T., GIESSEL, M., HINRICHSSEN, V. „Investigation of Thermal Stability for a Station Class Surge Arrester“. In: IEEE Journal on Multiscale and Multiphysics Computational Techniques 1 (2016), S. 120–128.

Studentische Arbeiten

Vom Autor betreute studentische Arbeiten

- [All16] ALLANI, Y. „Vergleich unterschiedlicher Methoden zur Bestimmung der Leitfähigkeit und Permittivität von Metalloxid-Varistoren“. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2016.
- [Dol14] DOLL, H. „Untersuchung des Einflusses hoher Einspanndrücke auf die elektrische Charakteristik von MO-Varistoren“. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [Elb13] ELBERT, D. „Untersuchung des Energieaufnahmevermögens von MO-Varistoren bei pulsierender Gleichspannung“. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [Far14] FAROOQ, F. „Lightning and switching performance of a 420 kV transmission line by using surge arresters“. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [Mor16] MORHARD, S. „Experimentelle Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Steuerringkonfigurationen auf die thermische Stabilität eines 550 kV-Ableiters“. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2016.
- [Zho16] ZHOU, Y. „Vergleich des thermischen Verhaltens von Überspannungsableitern bei unterschiedlichen Energieeintragsformen am Beispiel des thermischen Äquivalents“. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2016.

Weitere zitierte studentische Arbeiten

- [Kac11] KACMAREK, D. „Experimentelle Untersuchungen zur Abhängigkeit der Experimentelle Untersuchungen zur Abhängigkeit der Temperaturschiefverteilung sowie der thermischen Stabilität ungesteuerter Überspannungsableiter der Hochspannungsebene von der Umgebungstemperatur.“ Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [Spä14] SPÄCK-LEIGSNERING, Y. „Modeling and Simulation of a Station Class Surge Arrester“. Master thesis. Technische Universität Darmstadt, 2014.

Lebenslauf

Klaus Moritz Gießel
geboren am 18. Juni 1985
in Marburg an der Lahn



Werdegang

Seit 09/2018	Elektroingenieur Energietechnik bei Infraserb GmbH & Co. Höchst KG.
04/2018 bis 08/2018	Berechnungsingenieur bei Expert Transformatorenbau GmbH
02/2013 bis 03/2018	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Hochspannungstechnik der Technischen Universität Darmstadt
04/2012 bis 11/2012	Diplomarbeit am Fachgebiet Hochspannungstechnik der Technischen Universität Darmstadt
10/2006 bis 11/2012	Studium der Elektro- und Informationstechnik mit Schwerpunkt Elektrische Energiesysteme an der Technischen Universität Darmstadt
06/2005	Erlangung der allgemeinen Hochschulreife (Abitur) am Gymnasium Elisabethschule Marburg

Darmstadt, den 01. Oktober 2018

Erklärungen laut Promotionsordnung

§ 8 Abs. 1 lit. c PromO

Ich versichere hiermit, dass die elektronische Version meiner Dissertation mit der schriftlichen Version übereinstimmt.

§ 8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde. In diesem Fall sind nähere Angaben über Zeitpunkt, Hochschule, Dissertationsthema und Ergebnis dieses Versuchs mitzuteilen.

§ 9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen verfasst wurde.

§ 9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, den 01. Oktober 2018

Klaus Moritz Gießel